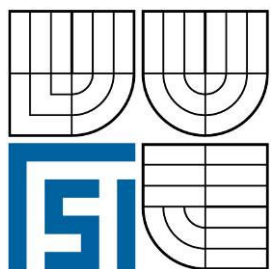


**VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ**  
BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY



**FAKULTA STROJNÍHO INŽENÝRSTVÍ**  
**ÚSTAV STROJÍRENSKÉ TECHNOLOGIE**

FACULTY OF MECHANICAL ENGINEERING  
INSTITUTE OF MANUFACTURING TECHNOLOGY

## **OBRÁBĚNÍ TITANOVÝCH SLITIN** **MACHINING OF TITANIUM ALLOYS**

**DIPLOMOVÁ PRÁCE**  
DIPLOMA THESIS

**AUTOR PRÁCE**  
AUTHOR

**Jan KARÁSEK**

**VEDOUcí PRÁCE**  
SUPERVISOR

**doc. Ing. Miroslav PÍŠKA, CSc.**

BRNO 2008

## ABSTRAKT

Cílem dané práce je analýza výrobních nákladů u součásti kolo dmychadla. Dále stanovení velikosti měrné řezné síly při frézování titanové slitiny Ti-Al6-Mo2-Cr2-Fe-Si, použitým nástrojem byla fréza ze slinutého karbidu s kuželovým a kulovým čelem. Vypočtené výsledné hodnoty v rozmezí  $k_c$  od 1500 do 1800 MPa, byly porovnány s hodnotami firmy Sandvik Coromant  $k_c = 1690$  MPa, pro titanovou slitinu o pevnosti v tahu  $R_m = 1050$  MPa.

## Klíčová slova

Titanové slitiny, výrobní náklady, měrná řezná síla, tvarové frézy.

## ABSTRACT

The main goal of this work is the analysis of manufacturing costs for the component of wheel's blower. Followed by setting up the size of specific cutting force for milling operation of the titanium alloy Ti-Al6-Mo2-Cr2-Fe-Si, the used tool was a milling cutter which is made out of sintered carbide with conical and spherical face. The final values which are at intervals of 1500 to 1800 MPa were compared with the values of the Sandvik Coromant firm  $k_c = 1690$  MPa, for titanium alloy with the strenght in tension  $R_m = 1050$  MPa.

## Key words

Titanium alloys, manufakturing costs, specific cutting force, forming cutters.

## BIBLIOGRAFICKÁ CITACE

KARÁSEK, J. *Obrábění titanových slitin*. Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, 2008, 80 s., příloh 2. Vedoucí diplomové práce doc. Ing. Miroslav Píška, CSc.

### **Prohlášení**

Prohlašuji, že jsem diplomovou práci na téma Obrábění titanových slitin vypracoval samostatně s použitím odborné literatury a pramenů, uvedených na seznamu, který tvoří přílohu této práce.

Datum: 4. 5. 2008

.....  
Jan Karásek

## **Poděkování**

Děkuji tímto vedoucímu mé diplomové práce panu doc. Ing. Miroslavu Píškovi, CSc. a panu Vítězslavu Klapalovi z firmy První brněnská strojírna Velká Bíteš, a.s., za cenné připomínky a rady při vypracování diplomové práce.

## OBSAH

Abstrakt.....	4
Bibliografická citace .....	4
Prohlášení .....	5
Poděkování .....	6
Obsah.....	7
Úvod.....	9
 1 TITAN A JEHO SLITINY .....	 10
1.1 Výskyt titanu a moderní způsoby tavení titanových slitin .....	10
1.2 Technicky čistý titan.....	11
1.3 Metalurgická podstata vlastností titanových slitin.....	12
1.4 Slitiny titanu .....	13
1.4.1 Slitiny $\alpha$ .....	15
1.4.2 Slitiny pseudo $\alpha$ .....	15
1.4.3 Slitiny $\alpha + \beta$ .....	15
1.4.4 Slitiny $\beta$ a pseudo $\beta$ .....	16
1.5 Tepelné zpracování titanových slitin .....	17
2 FYZIKÁLNĚ MECHANICKÉ ZÁKONITOSTI PROCESU OBRÁBĚNÍ .....	20
1.1 Obrobitelnost titanových slitin .....	20
1.2 Mechanismus tvorby třísky titanových slitin .....	21
2.3 Teplota v místě řezu .....	25
2.4 Opotřeбенí řezných nástrojů.....	27
2.5 Kvalita obrobených povrchů.....	29
2.5.1 Deformace povrchové vrstvy – zpevnění.....	30
2.5.2 Zbytková napětí v povrchové vrstvě .....	32
3 ANALÝZA SOUDOBÝCH TECHNOLOGIÍ OBRÁBĚNÍ TITANOVÝCH SLITIN.....	33
3.1 Soustružení titanových slitin .....	33
3.2 Frézování titanových slitin.....	36
3.2.1 Vysokorychlostní frézování titanových slitin (HSC).....	39

3.3 Vrtání titanových slitin .....	41
3.4 Broušení titanových slitin .....	43
3.4.1 Kvalita obrobených povrchů po broušení.....	45
4 OPTIMALIZACE ŘEZNÝCH PODMÍNEK PŘI OBRÁBĚNÍ TITANOVÝCH SLITIN.....	47
4.1 Kritérium minimálních výrobních nákladů .....	50
4.2 Kritérium minimálních výrobních časů .....	50
5 EXPERIMENTÁLNÍ ČÁST .....	51
5.1 Analýza výrobních nákladů při obrábění titanových slitin.....	52
5.1.1 Stanovení norem času a výpočet výrobních nákladů.....	54
5.2 Stanovení velikosti měrné řezné síly $k_c$ při frézování titanové slitiny Ti-Al6-Mo2-Cr2-Fe-Si (dle normy GOST – VT 3-1) .....	56
5.2.1 Materiál obrobku .....	56
5.2.2 Obráběcí stroj .....	57
5.2.3 Řezné podmínky.....	57
5.2.4 Charakteristika řezného nástroje .....	57
5.2.5 Schématické znázornění experimentu, měřicí technika.....	58
5.2.6 Studie silového zatížení.....	59
5.2.7 Časové průběhy složek řezné síly a jejich výslednice .....	59
5.2.8 Postup vyhodnocení měrné řezné síly .....	60
5.2.8.1 Studie plochy třísky .....	61
5.2.8.2 Výpočet maximální plochy řezu $A_{Dmax}$ .....	62
5.2.8.3 Výpočet maximální plochy průřezu třísky $A_{Dcmax}$ .....	63
5.2.9 Vypočtené výsledné hodnoty měrných řezných sil při frézování...	65
5.2.10 Postup výpočtu střední tloušťky třísky $h_m$ .....	67
Závěr .....	70
Seznam použitých zdrojů .....	72
Seznam použitých zkratk a symbolů .....	74
Seznam příloh .....	78

## ÚVOD

V současné době je stále více pozornosti věnováno rozvoji technologií. S nimi spojený technologický pokrok vyžaduje ve stále větší míře konstrukční materiály se špičkovými užitnými vlastnostmi, to jsou materiály s vysokými pevnostními parametry, špičkovými fyzikálními a mechanickými vlastnostmi. Tyto podmínky splňují také slitiny titanu. Slitiny titanu se staly typickým konstrukčním materiálem zejména v letectví a kosmonautice, při konstrukci proudových a vysoce výkonných motorů či lékařské technice. Technologické zpracování těchto materiálů klade velké nároky spojené s požadavky spolehlivosti a dlouhé životnosti těchto konstrukcí.

Titan a jeho slitiny mají poměrně vysoké pevnostní hodnoty a současně vysokou korozivzdornost. Díky svým charakteristickým vlastnostem vzniká řada obtíží, zvláště při obrábění.

Celosvětová konkurence vytváří rostoucí tlak na strojírenské podniky, aby své výrobky produkovali v nejvyšší jakosti se současným snižováním výrobních nákladů. To tedy znamená při výrobě použít dané výrobní prostředky s optimálními pracovními podmínkami. Přitom pracovními podmínkami rozumíme všechny faktory určující daný obráběcí proces. Jde např. o materiál a geometrii nástroje, stav bříty při výměně nástroje, řezné podmínky, dobu obrábění daným břitem, řezné prostředí apod.

Tato práce je zaměřena na popis problémů vznikajících při obrábění titanových slitin a doporučenou volbu pracovních podmínek pro různé technologie obrábění. Vzhledem k obtížím je provedena analýza výrobních nákladů u součásti kolo dmyhadla a výpočet měrné řezné síly při použití tvarové frézy určené pro frézování lopatek u již zmíněné součásti.

## 1 TITAN A JEHO SLITINY

Titan je kov relativně mladý, i když byl objeven už v roce 1791 anglickým chemikem Viliamelem Gregorem, ale jeho praktické použití se datuje teprve od roku 1948. Lze říci, že v 60. letech 20. století byl zaveden do výroby i z hlediska komerčních dodávek u uživatelů.

Rychlý rozvoj jeho využití zejména v letectví, raketové technice a kosmonautice přinesl s sebou i rozsáhlý výzkum jeho vlastností i nejrůznějších slitin. Bylo vypracováno více než 100 typů slitin, avšak do výroby se dostalo jen několik základních typů. Postupně si titan, díky své vysoké odolnosti proti korozi, našel cestu i do chemického průmyslu a energetiky. (1)

### 1.1 Výskyt titanu a moderní způsoby tavení titanových slitin

V malém množství je titan obsažen ve většině minerálů, nejvýznamnější rudy jsou ilmenit ( $\text{FeTiO}_3$  oxid železnato – titaničitý) a rutil ( $\text{TiO}_2$  oxid titaničitý). Přes své vysoké zastoupení v zemské kůře byl dlouho nezpracováván. Důvodem je skutečnost, že běžné hutní metody jsou v případě titanu „neúčinné“, při zvýšených teplotách reaguje titan s kyslíkem, vodíkem, uhlíkem a dusíkem.

V současnosti se slitiny titanu přetavují v těchto typech pecí:

- elektronová pec,
- plasmová pec,
- oblouková pec,
- indukční pec.

Tavení titanových slitin pomocí plasmy a elektronového paprsku řadíme mezi moderní způsoby tavení s přeléváním taveniny do krystalizátoru přes příhradový žlab, ze kterého vytéká klidný proud taveniny malého průřezu zabezpečující zlepšení metalurgické čistoty.

Tavení titanových slitin v *elektronové peci* se děje svazkem elektronových paprsků, dopadajících na materiál určený k přetavení a ten se díky vysoké kinetické energii elektronů zahřívá. Svazek elektronů se pohybuje

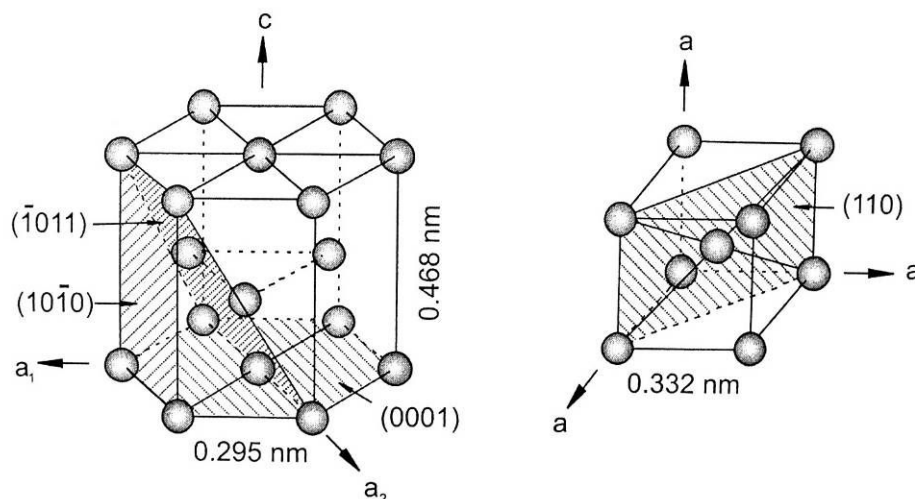


pouze ve vysokém vakuu (min.  $10^{-3}$  Pa a výše), proto jde vždy o pece vakuové. Elektronové tavení je stále více používané. Důvodem je získání kovu nejvyšší kvality.

Tavení titanových slitin v *plasmové peci* pracuje na principu ionizace plynu. V plasmovém hořáku se molekuly přiváděného inertního plynu – argonu ionizují a při styku s kovem opět slučují. Proces slučování je doprovázen značným vývinem tepla, které se předává tavenému kovu. Zdrojem tepla v plasmových pecích je nízkoteplotní plasma, která je generována v plasmotronu. (2)

## 1.2 Technicky čistý titan

Titan je polymorfní kov se dvěma modifikacemi. Při teplotě  $882\text{ }^{\circ}\text{C}$  se fáze  $\alpha$  s hexagonální mřížkou (HCP) mění na fázi  $\beta$  s mřížkou kubickou prostorově středěnou (BCC) a je stabilní až do teploty bodu tání  $1668\text{ }^{\circ}\text{C}$ . Schématické struktury mřížek HCP  $\alpha$  – titanu a BCC  $\beta$  – titanu jsou uvedeny na obr. 1.1. Roviny nejvíce obsazené atomy jsou vyšrafovány.



Obr. 1.1 Krystalické mřížky fází  $\alpha$  a  $\beta$ . (3)

Čistý titan je charakterizován oproti běžným ocelím nižší hustotou  $\rho$  ( $4500\text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$ ), nízkou mezí pevnosti v tahu  $R_m$  ( $400\text{ MPa}$ ), nízkým součinitelem tepelné vodivosti  $\lambda_t$  ( $16\text{ W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$ ) a vysokou korozní odolností. Třecí vlastnosti titanu nejsou dobré, má malou odolnost proti otěru a vysoký koeficient tření  $\mu$  ( $0,65$  až  $0,68$ ) vzhledem k většině ostatních kovů. Další

nepříznivou vlastností titanu je sklon k místnímu svařování titanu s titanem nebo jinými kovy. Díky pasivaci povrchu má titan velmi dobré korozní vlastnosti vůči oxidačním kyselinám jako např. dusičná nebo chromová. Organickým kyselinám, alkalickým roztokům chloru a chlorovým sloučeninám odolává i za zvýšených teplot. Hůře snáší redukční kyseliny typu chlorovodíková, sírová a fosforečná. Tvářením za studena se titan intenzivně zpevňuje, takže tvrdého stavu ( $R_m \approx 800 \text{ MPa}$ ,  $A \approx 7 \%$ ) se dosáhne v závislosti na obsahu příměsí již asi při stupni deformace 50%. Výhodou je aplikace titanu za teplot pod bodem mrazu. Nedostatkem jsou vysoké náklady na výrobu a zpracování, teploty nad  $700 \text{ }^\circ\text{C}$  vedou k intenzivní reakci s kyslíkem a dusíkem, to vyžaduje nutnost tavby a odlévání ve vakuu nebo ochranné atmosféře argonu. Dále i relativně nízký modul pružnosti v tahu  $E$  ( $115 \text{ GPa}$ ) a nemožnost opětovného zpracování odpadu ve větším množství. (1, 4)

Tab. 1.1 Druhy, vlastnosti a použití chemicky čistého titanu. (4)

Druh titanu	$R_m$ [Mpa]	A [%]	HB	Vlastnosti a použití
Ti 99,5	290	30	120	vysoká tvařitelnost a odolnost proti korozi; draky letadel, součásti námořních plavidel a chemických zařízení; výměníky tepla a kondenzátorové trubky, výlisky
Ti 99,2	390	28	200	
Ti 99,1	490	25	225	součástí draků a motorů letadel, plavidel a chemických zařízení
Ti 99,0	610	20	265	vyžadující tvařitelnost, pevnost a odolnost proti korozi

Pozn. :

Uvedené hodnoty mechanických vlastností žíhaného titanu jsou střední hodnoty při  $20 \text{ }^\circ\text{C}$ .

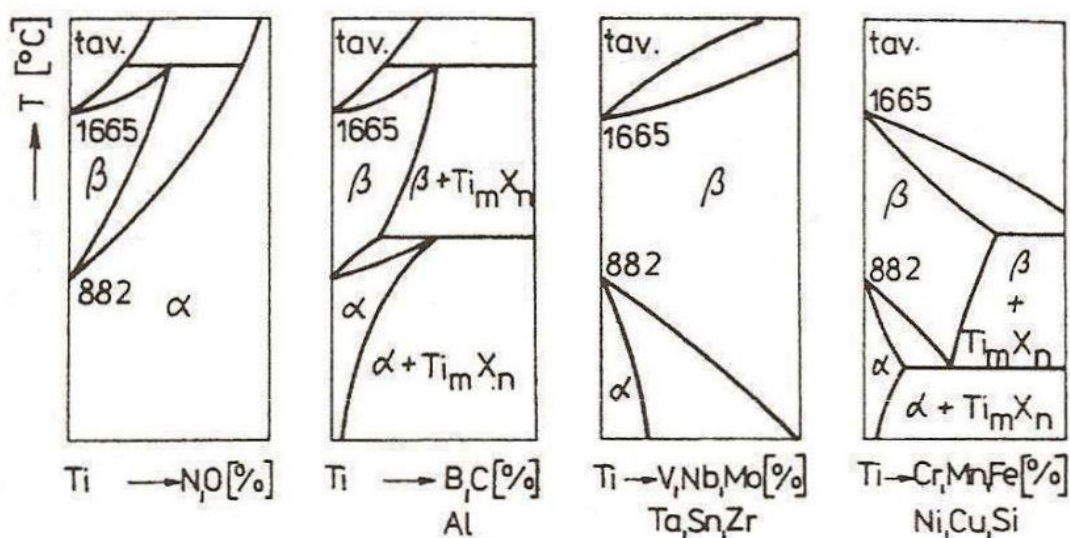
### 1.3 Metalurgická podstata vlastností titanových slitin

Vzhledem k polymorfii titanových slitin existují dvě základní rovnovážné fáze  $\alpha$  (HCP) a  $\beta$  (BCC), které na rozdíl od čistého titanu mohou koexistovat v širokém teplotním rozmezí. Podle vlivu legujících prvků na termodynamickou

stabilitu obou základních fází můžeme tyto prvky rozdělit jednak na  $\alpha$  – stabilizátory, které zvyšují teplotu polymorfní přeměny a tím v příslušném rovnovážném diagramu rozšiřují oblast fáze  $\alpha$  a jednak na  $\beta$  – stabilizátory, které teplotu polymorfní přeměny snižují a rozšiřují oblast fáze  $\beta$  (obr. 1.2).

Legující prvky v titanových slitinách můžeme rozdělit podle rozpustnosti v jednotlivých modifikacích a vlivu na jejich stabilitu (5):

- prvky rozšiřující oblast  $\alpha$  (Al, N, O, C),
- prvky částečně rozšiřující oblast  $\beta$  (Mn, Fe, Cr, Si, Cu, Ag, N),
- prvky úplně rozšiřující oblast  $\beta$  (Mo, Nb, Ta, V, Zr).



Obr. 1.2 Základní druhy binárních rovnovážných diagramů Ti – X. (4)

## 1.4 Slitiny titanu

Slitiny titanu se obvykle dělí podle struktury (základních fází) v rovnovážném stavu a to do pěti skupin :

- slitiny  $\alpha$ ,
- slitiny pseudo  $\alpha$ ,
- slitiny  $\alpha + \beta$ ,
- slitiny pseudo  $\beta$ ,
- slitiny  $\beta$ .

Obecným rysem pro všechny druhy titanových slitin je vysoká poměrná pevnost ( $R_m/\rho = 0,2$  až  $0,3 \text{ MPa.kg}^{-1}.\text{m}^{-3}$ ), kterou si zachovávají v širokém teplotním rozmezí (od  $-180$  do  $500$  až  $600 \text{ }^\circ\text{C}$ ) při velmi dobré odolnosti vůči

korozí. Pseudo slitiny mají malý podíl (asi 5 %) druhé fáze, která je zpevňuje a současně si zachovávají základní vlastnosti té fáze, jejíž označení nesou.

Tab. 1.2 Vybrané tvářené slitiny titanu. (4)

Druhy slitin	Stav	R <sub>m</sub> [MPa]	R <sub>p0,2</sub> [MPa]	A [%]	Vlastnosti a použití
<i>slitiny α</i>					svařitelné výkovky a plechy; lopatky leteckých motorů a parních turbín
Ti-Al5-Sn2,5	ž	860	800	16	
Ti-Al2-Mo4-Sn11	dž	1000	895	10	
<i>slitiny pseudo α</i>					dobrá svařitelnost, houževnatost, žárupevnost do 450 °C; součásti draků a turbokompresorů letadel do 550 °C
Ti-Al8-Mo1-V1	dž	950	890	15	součásti leteckých motorů do 400 °C; tlakové nádoby, čerpadla na plyny a chemikálie, kryogenní součásti; zbraně, plavidla, skříně raketových motorů, děla; podvozky letadel, součástí leteckých turbín do 450 °C; součásti turbokompresorů až do 500 °C
Ti-Al8-Zr11-Nb1-Mo-Si	kp	1100	1050	10	
Ti-Al6-Mo2-Zr4-Sn2-Si	dž	940	860	15	
<i>slitiny α+β</i>					
Ti-Al6-V4	ž	950	880	14	
	kp	1170	1100	10	
Ti-Al6-V6-Sn2	ž	1050	990	14	výkovky pro součásti letadel a raket; větší houževnatost
	kp	1170	1100	10	
Ti-Al6-Mo2-Cr2-Fe-Si	kp	1450	1150	7	
Ti-Al6-Mo4-Zr2-Si	ž	1150	1050	12	
<i>slitiny pseudo β</i>					
Ti-V8-Mo8-Fe2-Al3	kp	1240	1170	8	dobrá tvařitelnost; svorníky a panely součástí kosmických lodí
Ti-V5-Mo5-Al3-Cr-Fe	ž	1150	1100	13	
<i>slitiny β</i>					
Ti-V13-Cr11-Al3	kp	1220	1150	8	vysokopevné svorníky a součásti letadel, jen plechy
Ti-Mo11-Zr6-Sn5	kp	1390	1320	11	

Pozn. :

V tabulce jsou uvedeny střední hodnoty mechanických vlastností při 20 °C,

stav : **ž** – žhánáno, **dž** – duplexně žhánáno,

**kp** – kaleno a popuštěno (zušlechtěno)

#### **1.4.1 Slitiny $\alpha$**

Vyznačují se strukturní stabilitou, odolností proti vysokoteplotní oxidaci do 600 °C a malou citlivostí pevnostních vlastností za vyšších teplot k předchozímu tepelnému zpracování. Jako hlavní přísady obsahují Al, Zr a Sn. Zpravidla se jen žíhají a jsou dobře svařitelné za použití laseru nebo svazku elektronů. Udržují si vysokou houževnatost i při velmi nízkých teplotách (až do -200 °C), zejména při sníženém obsahu nečistot, což se označuje zkratkou ELI (*Extra Low Interstitials* – velmi malé nečistoty). Jejich nevýhodou je citlivost na vodíkovou křehkost. Typickým představitelem této skupiny je slitina Ti-Al5-Sn2,5, její mechanické vlastnosti jsou uvedeny v tab. 1.2. (1, 4)

#### **1.4.2 Slitiny pseudo $\alpha$**

Přidáním malého množství prvků stabilizující fázi  $\beta$  se vytvořily slitiny titanu, označované jako pseudo  $\alpha$  – slitiny. Obsahují 2 až 8 %  $\beta$  – fáze v rovnovážném stavu. Tyto slitiny si zachovávají výše uvedené vlastnosti slitin  $\alpha$ , ale navíc mají lepší plasticitu v důsledku přítomnosti fáze  $\beta$  a menší citlivost ke škodlivému vlivu vodíku. Pevnost se mění zejména v závislosti na obsahu hliníku od 500 MPa (při 1 % Al) až do 1200 MPa (při 7 % Al). Slitiny  $\alpha$  s malým podílem fáze  $\beta$  se staly základem nových typů slitin pro vyšší teploty použití (500 až 550 °C). (1, 4)

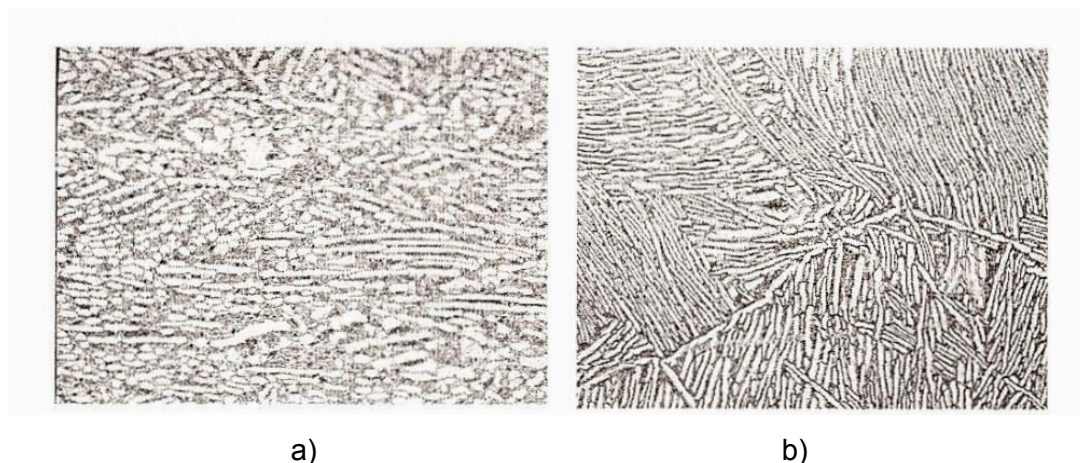
#### **1.4.3 Slitiny $\alpha + \beta$**

Nejčtenější skupinou jsou dvoufázové slitiny  $\alpha + \beta$ , jejichž mechanické vlastnosti jsou značně ovlivněny podmínkami tepelného zpracování. Používají se ve stavu žíhaném nebo zušlechtěném. V rovnovážném stavu se množství  $\beta$  – fáze může podle obsahu a typu přísadových prvků pohybovat od 5 do 50 %. Slitiny do 25 %  $\beta$  – fáze řadíme do skupiny martenzitických slitin, protože při rychlém ochlazení z oblasti  $\beta$  – fáze vzniká martenzitická fáze  $\alpha'$  nebo  $\alpha''$ . Při podílu  $\beta$  – fáze nad 25 % lze při ochlazení udržet ve struktuře i fázi  $\beta$ .

Nejpoužívanější slitinou nejenom této skupiny, ale všech slitin titanu se stala Ti-Al6-V4, na jejíž výrobu se spotřebuje kolem 50 % celkové produkce titanu. K jejím přednostem patří optimální mechanické vlastnosti (tab.1.2), dobrá zpracovatelnost i svařitelnost. Vyrábějí se z ní všechny druhy tvářených polotovarů, odlitky i tvarově složité součásti práškovou metalurgií. Pevnostní vlastnosti se dají zvýšit tepelným zpracováním (tab. 1.3). Nedostatkem je použití do teploty 450 °C, po překročení dochází k degradaci mechanických vlastností. (1, 4)

Tab. 1.3 Tepelné zpracování slitiny Ti-Al6-V4. (6)

Tepelné zpracování	Teplota [°C]	Prostředí
Žíhání ke snížení zbytkového napětí	480 až 650	1 až 4 h. / vzduch či pec
Žíhání na měkko	705 až 790	1 až 4 h. / pec
Kalení	955 až 970	1 h. / voda
Zpevňující popouštění	480 až 595	4 až 8 h. / vzduch



Obr. 1.3 Mikrostruktura titanových slitin a) Ti-Al6-Mo2-Cr2-Fe-Si, b) Ti-Al6-Mo4-Zr2-Si, světelná mikroskopie, leptané 10% HF, zvětšení 200x. (5)

#### 1.4.4 Slitiny $\beta$ a pseudo $\beta$

Pseudo  $\beta$  slitiny mají obsah  $\beta$  – stabilizátorů do 20 %, slitiny  $\beta$  obsahují ve struktuře více než 20 % legujících prvků. Vynikají velkou pevností v žíhaném stavu (1100 MPa) a zušlechtěním dosahují pevnosti až 1400 MPa,

dále velmi dobrou tvařitelností za pokojové teploty, která je dána BCC mřížkou. Vysoký obsah legujících prvků (V, Mo, Cr) o velké měrné hmotnosti je příčinou větší hmotnosti v porovnání s ostatními titanovými slitinami. Jejich výroba je obtížná a drahá, důsledkem je i vyšší cena. Použití slitin  $\beta$  v praxi je omezeno z důvodu vyšší měrné hmotnosti, komplexní mikrostruktury, vyšší cenou vzhledem ke konkurenci ze strany dvojfázových slitin titanu. Některé nedostatky  $\beta$  slitin ve srovnání s  $\alpha+\beta$  slitinami jsou uvedeny v tab. 1.4. (3, 7)

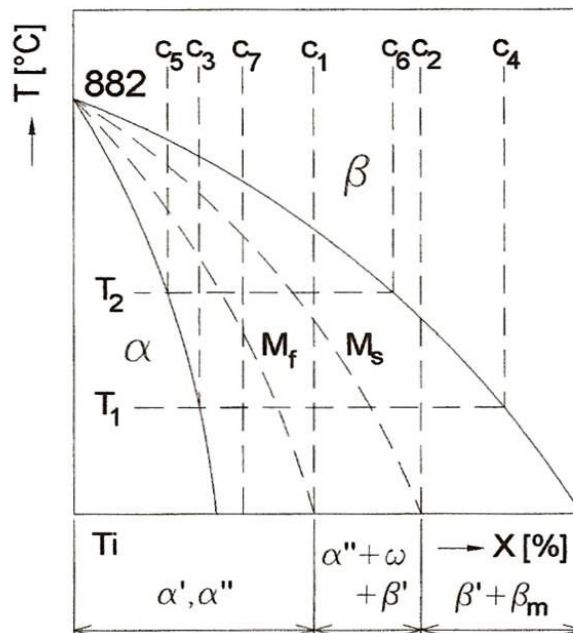
Tab. 1.4 Výhody a nevýhody  $\beta$  titanových slitin. (3)

<b>Výhody</b>	<b>Nevýhody</b>
– vysoký poměr pevnost -hustota	– vysoká hustota
– nízký modul pružnosti	– nízký modul pružnosti
– vysoká tuhost / vysoká pevnost	– nepříznivé vlastnosti při nízkých a vysokých teplotách
– vysoká únavová pevnost	– malý rozsah zpracování
– dobrá hloubka vytvrzení	– vysoká cena
– nízká kovací teplota	– segregační problémy
– levné tepelně mechanické zpracování (některé slitiny)	
– dobrá svařitelnost za studena (některé slitiny)	– vysoké odpružení
– snadné tepelné zpracování	– mikrostrukturní nestability
– výborná korozivzdornost (některé slitiny)	– špatná korozivzdornost (některé slitiny)
– výborná odolnost proti vznícení (některé slitiny)	– intersticiální shluky

## 1.5 Tepelné zpracování titanových slitin

Pro tepelné zpracování jsou rozhodující teploty a doby ohřevu nebo žíhání a rychlosti ochlazování. S teplotou ohřevu dochází nejen ke změně fázového složení, ale i složení fází ve struktuře, čímž se mění i jejich vlastnosti. Rychlost ochlazování rozhoduje o tom, které fázové změny budou probíhat a tím určuje i tvar fází a charakter mikrostruktury.

Ve slitinách titanu se mohou vyskytovat tyto nerovnovážné fáze:  $\alpha'$ ,  $\alpha''$ ,  $\omega$ ,  $\beta'$ ,  $\beta_m$ . Obr. 1.4 dává zjednodušenou představu o fázovém složení titanových slitin po jejich zakalení z oblasti  $\beta$  nebo  $\alpha + \beta$ .



Obr. 1.4 Fázový diagram pro kalení dvoufázových titanových slitin z oblasti  $\beta$  nebo  $\alpha + \beta$ . (4)

Druhy tepelného zpracování titanových slitin:

- žíhání – rekrytalizační, stabilizační, ke snížení zbytkového napětí,
- kalení + popouštění (zušlechtění)

*Rekrytalizačního žíhání* se využívá převážně u slitin typu  $\alpha$  a  $\beta$ , žíhací teploty se pohybují v rozmezí od 750 do 850 °C. Pro dvoufázové slitiny leží žíhací teploty v oblasti pod teplotou přeměny na fázi  $\beta$ , neboť by docházelo k hrubnutí zrna.

*Stabilizační žíhání* je dvojího druhu: *izotermické žíhání* při teplotě 850 až 950 °C, následné ochlazení v peci na teplotu 500 až 650 °C, výdrži a ochlazení na vzduchu. Po tomto druhu žíhání slitiny vykazují poměrně vysokou pevnost a žárupevnost spolu s dobrou tvárností. *Žíhání dvojité* (skladba je podobná, ale navíc se zařazením ochlazení na okolní teplotu a znovu zahřátí na žíhací teplotu). Dosahuje se také zvýšení pevnosti, ale tvárnost slitin klesá.



Rozmezí teplot *žíhání ke snížení zbytkového napětí* se u slitin titanu pohybuje od 550 do 600 °C s následným pozvolným ochlazením.

*Zušlechťování* se z hlediska zvyšování mechanických vlastností uplatní nejen u dvoufázových slitin titanu, ale také u slitin  $\beta$ . Sestává se z ohřevu na kalící teplotu, kalení a popouštění. Ohřev na kalící teplotu se děje do oblasti  $\alpha + \beta$  příslušného rovnovážného diagramu, tak aby ve výchozí struktuře bylo zachováno co nejvíce metastabilní fáze  $\beta$ . Kalení je provedeno do vody. Po kalení následuje popouštění obvykle za teploty 500 až 600 °C.  
(4, 7)

## 2 FYZIKÁLNĚ MECHANICKÉ ZÁKONITOSTI PROCESU OBRÁBĚNÍ

### 2.1 Obrobitelnost titanových slitin

Většina titanových slitin se všeobecně zařazuje mezi těžkoobrobitelné materiály. Titan jako prvek je chemicky velmi reaktivní se všemi známými řeznými materiály a způsobuje rychlé opotřebení. Navíc vlastnosti jako je nízká tepelná vodivost, malá měrná tepelná kapacita a vysoká teplota tavení mají za následek generování vysokých teplot v místě řezu a tím se zvyšuje nebezpečí plastické deformace bříty a jeho okamžité porušení. Při obrábění titanových slitin je oproti jiným materiálům plocha mezi třískou a nástrojem malá, to znamená, že řezná hrana je vystavena velkému mechanickému i tepelnému namáhání. Oproti ocelím poloviční modul pružnosti dovoluje poměrně velké deformace obrobku. Nebezpečí zpevňování v oblasti primární plastické deformace při procesu řezání a tvoření nárůstku jsou dále charakteristické pro obrábění titanových slitin. (8)

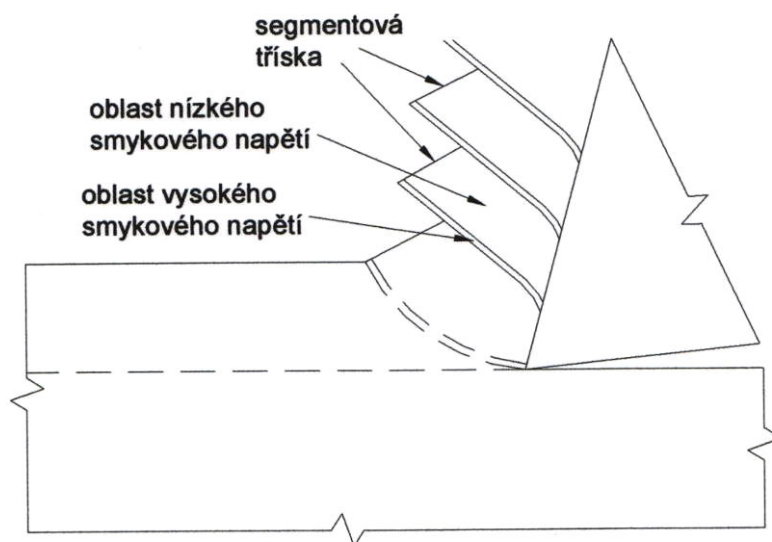
Tyto charakteristické vlastnosti tvoří efektivní překážky při obrábění a vhodnou volbou některých zásad můžeme přispět k zefektivnění obrábění titanových slitin (5):

- tuhost soustavy *stroj – nástroj – obrobek* musí být co nejvyšší, aby byly vyloučeny vynucené a samobuzené kmity při obrábění,
- používat vyšší hodnoty posuvů a hloubky řezu, protože vzniká nebezpečí zpevňování,
- musí být zajištěn pravidelný, stálý záběr,
- používat ostré nástroje, aby byla zaručena požadovaná jakost povrchu,
- zabránit práci s již opotřeбенými nástroji (pro obrábění slinutými karbidy je kritická hodnota opotřebení na hřbetě  $VB = 0,3 \text{ mm}$ ),
- používat procesní kapaliny – odvádí teplo z místa řezu, čistí povrch od třísek, snižují velikost řezných sil a prodlužují trvanlivost nástrojů.

## 2.2 Mechanismus tvorby třísky titanových slitin

Třísku lze definovat jako z obrobku odřezávanou část materiálu. Při vnikání řezného klína dochází k intenzivní plastické deformaci podél roviny maximálních smykových napětí – *střížné roviny*. Tvar a charakter třísky dává řadu informací, např. jak probíhal daný proces řezání, jakého charakteru bude nově vzniklý obrobený povrch, charakter zpevňování nebo odpevňování při řezání apod.

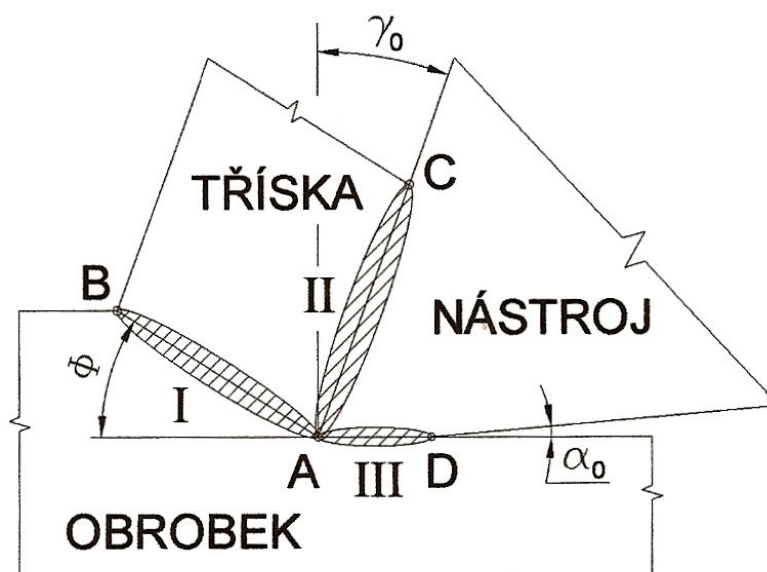
Při obrábění titanových slitin je charakteristickým znakem vytváření segmentové třísky. To je způsobeno tepelnou nestabilitou při její tvorbě. Tříska tvoří jednotlivé segmenty, pro které je velikost plastické deformace v rámci jejich objemu poměrně malá. Avšak úzké oblasti mezi segmenty (smykový pás) se vyznačují extrémně vysokou plastickou deformací smykem – smyková nestabilita v oblasti primární plastické deformace. Toto je označováno jako *adiabatický katastrofický stříhový pás*. Vznik takového pásu je projevem smykové nestability deformace a vzniká jako důsledek odpevnění při koncentraci tepla a špatné tepelné vodivosti deformovaného materiálu. (8)



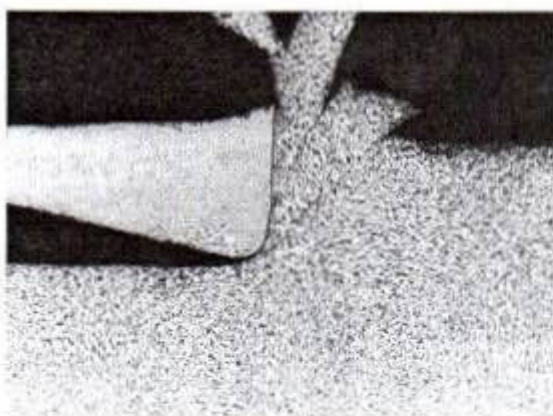
Obr.2.1 Segmentová tříska při soustružení titanové slitiny. (5)

Deformovaná oblast materiálu vlivem řezného nástroje za vzniku třísky se nazývá *kořen třísky*. Kořen třísky zahrnuje tři oblasti výrazné plastické deformace (9):

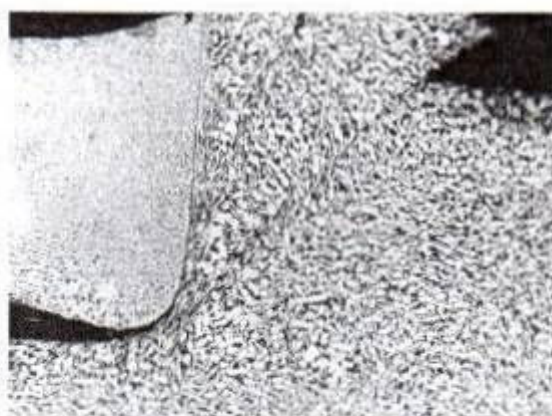
- oblast *primární plastické deformace materiálu I* – v rovině maximálních smykových napětí vymezené rovinou  $\overline{AB}$  (skloněnou pod úhlem střížné roviny  $\Phi$ ),
- oblast *sekundární plastické deformace materiálu II* – zahrnuje tření třísky po čele nástroje mezi body  $\overline{AC}$ ,
- oblast *terciární plastické deformace materiálu III* mezi body  $\overline{AD}$  – zahrnuje tření nástroje o obrobený povrch materiálu a má vliv na výslednou kvalitu obrobeného povrchu.



Obr. 2.2 Schematické znázornění oblastí plastických deformací v kořenu třísky. (9)



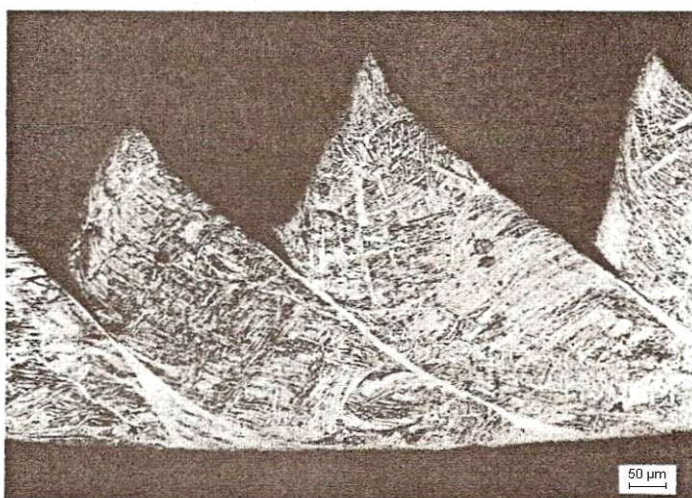
a) detail zvětšení 50x



b) detail zvětšení 100x

Obr. 2.3 Kořen třísky při soustružení titanové slitiny Ti-Al6-Mo2-Cr2-Fe-Si, slinutý karbid M05, CNMG 120408 ( $v_c = 45 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$ ,  $a_p = 1,5 \text{ mm}$ ,  $f = 0,3 \text{ mm}$ ), světelná mikroskopie, leptané 10% HF. (5)

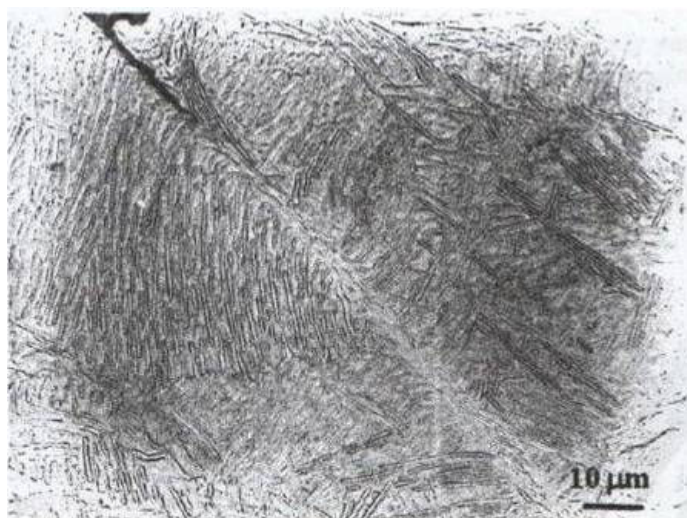
Při obrábění se většina mechanické energie, vynaložená na proces plastické deformace, přeměňuje na energii tepelnou, což způsobuje nárůst teploty v místě řezu a pokles pevnosti obráběného materiálu. Obráběním titanových slitin se při tvorbě třísky poměrně úzká oblast vyznačuje poklesem mechanických vlastností a je charakteristická značnou nestabilitou. Fyzikální vlastnosti materiálu způsobují, že veškeré teplo se hromadí v lokalizovaných smykových pásech s velkou poměrnou deformací. Vzniklá nestejnorodost po dobu tvorby třísky má za následek vytváření charakteristických třísek při obrábění titanových slitin, obr 2.4. (5, 8)



Obr. 2.4 Tříska vzniklá při soustružení titanové slitiny Ti-Al6-V4. (5)

Koncentrace tepla, extrémně vysoké tlaky v styku nástroje a třísky a vysoká teplota v místě řezu mohou vést k strukturním změnám a fázovým transformacím v tříse. To znamená, že teplota v místě řezu může překročit teplotu fázových přeměn v obráběném materiálu.

Smyková nestabilita (obr. 2.5) způsobuje pohyb materiálu ve smykových pásech. Po vytvoření smykového pásu a vzhledem k dalšímu poklesu mechanických vlastností obráběného materiálu, materiál v smykovém páse teče ven ze smykové zóny. To má za následek vytváření segmentové třísky. Vysoké teploty, tlak a intenzivní tření v místě styku nástroje a třísky iniciují podmínky podobné ve smykových pásech. Smykové pásy segmentové třísky jsou náhodně iniciované z tenké vrstvy styku nástroje a třísky a velice rychle se šíří přes třísku a formují ji. Jejich vznik a tvorba je ovlivněna řeznými podmínkami. (5)



Obr. 2.5 Nerovnoměrný rozvoj plastické deformace ve střížné rovině, procházející transformovanou  $\beta$  – fází i acikulární  $\alpha$  – fází slitiny Ti-Al6-V4 – katastrofický stříh. ( $v_c = 35 \text{ m.min}^{-1}$ ,  $a_p = 2 \text{ mm}$ ,  $f = 0,5 \text{ mm}$ ). (9)

Na vytváření smykových pásů má největší vliv řezná rychlost a posuv. Se zvyšující se řeznou rychlostí vzdálenost mezi smykovými pásy klesá, přičemž s vyšší hodnotou posuvu roste. Při nízkých hodnotách řezné rychlosti a posuvu nedochází k tvorbě smykových pásů a vzniká plynulá třísky, kritické hodnoty závisí na kombinaci obráběného a nástrojového materiálu.

Při procesu řezání se materiál třísky deformuje v důsledku plastické deformace a dochází k stlačení třísky (tloušťka třísky). Při obrábění titanových slitin je v důsledku tvoření segmentů stlačení třísky velmi malé v porovnání s běžnými oceli, úhel střížné roviny je přibližně  $45^\circ$ . Příčinu malého stlačení třísky můžeme nalézt v její tvorbě, kdy k deformaci třísky dochází převážně ve smykovém pásu, přičemž samotný segment si zachovává původní strukturu.

Charakteristická tříska při obrábění titanových slitin má významný vliv na dynamiku celého procesu. Dochází k cyklické změně řezné síly. Při tvorbě segmentu složky  $F_c$  a  $F_f$  rostou, v počátku smyku a tvoření trhliny klesají, vznik smykového pásu spojeného se vznikem segmentu způsobuje zvyšování teploty v místě řezu. Toto může vyvolat samobuzené vibrace a chvění. (5)



### 2.3 Teplota v místě řezu

Při obrábění se více než 90 % mechanické energie  $E_e$  vzniklé při tvorbě třísky přemění na energii tepelnou. Zbytek je obsažen v deformovaných třískách a ve zbytkové napjatosti obrobeného povrchu jako energie elastická. Celkové množství tepla je pak dáno vztahem 2.1 (9):

$$Q = Q_{Sh} + Q_{\gamma} + Q_{\alpha} + Q_{Ch} \approx E_e, \quad (2.1)$$

kde

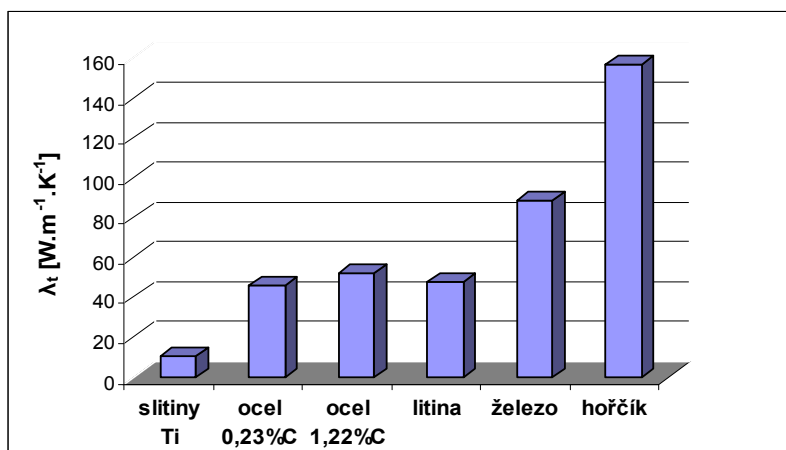
$Q_{Sh}$  ... je teplo vzniklé v oblasti primární plastické deformace,

$Q_{\gamma}$  .... je teplo vzniklé třením mezi třískou a čelem nástroje,

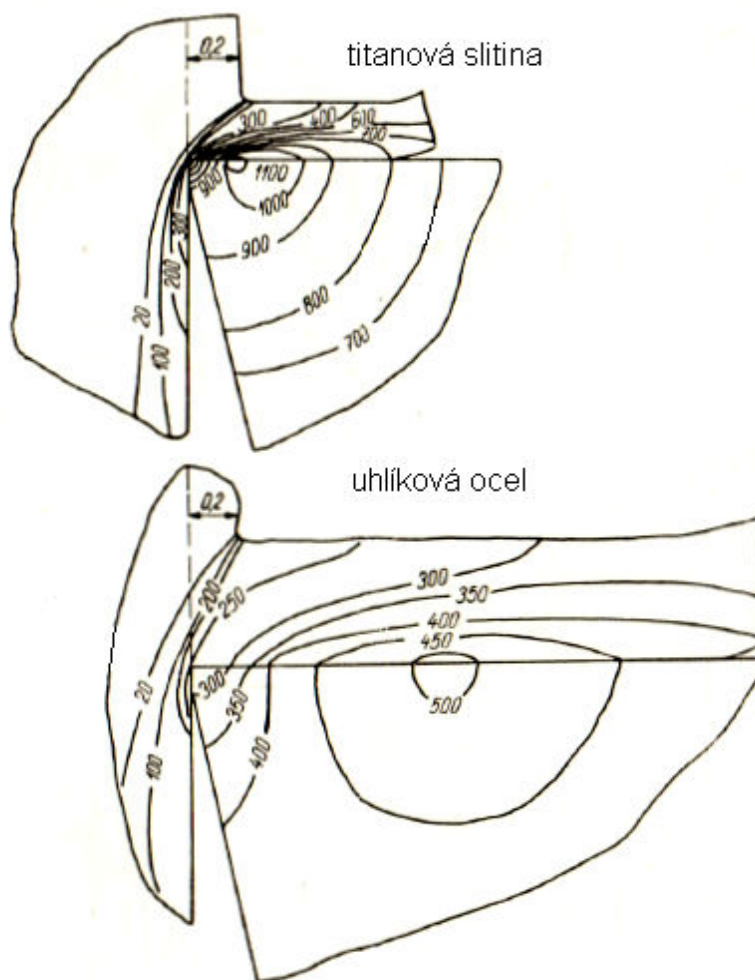
$Q_{\alpha}$  .... je teplo vzniklé třením mezi obrobenou plochou a hřbetem nástroje,

$Q_{Ch}$  ... je teplo vzniklé utvářením a dělením třísky.

Množství tepla, které se vytvoří v místě řezu, je ovlivňováno tepelnými vlastnostmi obráběného materiálu jako jsou tepelná vodivost a měrné teplo. Velmi malá tepelná vodivost titanových slitin oproti jiným kovům (obr. 2.6) spolu se špatnými třecími vlastnostmi mají za následek generování vysokých teplot v místě řezu. Navíc třískou se teplo zle odvádí a teplota v místě řezu roste. Maximum teploty se dosahuje velmi blízko řezné hrany (obr. 2.7). Řezný nástroj se rychle zahřívá a zároveň v něm vzniká velmi vysoké napětí, to společně s mechanickým namáháním má za následek intenzivní opotřebení.



Obr. 2.6 Tepelné vodivosti kovů.



Obr.2.7 Schématické znázornění teplot při soustružení titanové slitiny a uhlíkové oceli ( $v_c = 30 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$ ,  $f = 0,2 \text{ mm}$ ,  $a_p = 4 \text{ mm}$ ). (10)

Velikost teploty v místě řezu je ovlivňována množstvím faktorů jako jsou řezné podmínky, geometrie nástroje, řezný materiál a aplikace procesních kapalin. Vliv šířky záběru ostří na zvýšení teploty je poměrně malý, oproti tomu vliv řezné rychlosti je značný. Pokud při soustružení uhlíkové oceli bychom chtěli teplotu v místě řezu z  $380 \text{ }^{\circ}\text{C}$  zvýšit na  $1350 \text{ }^{\circ}\text{C}$ , je zapotřebí zvýšit řeznou rychlost ze 100 na  $400 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$ . Naproti tomu u titanové slitiny úzký rozsah změny řezné rychlosti z 10 na  $30 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$  představuje nárůst teploty ze  $680 \text{ }^{\circ}\text{C}$  na  $1400 \text{ }^{\circ}\text{C}$ . (5, 8)

Vývin tepla v místě řezu společně se špatnými tepelnými vlastnostmi titanových slitin vyžaduje správnou volbu řezných nástrojů a procesních kapalin, které mají nejen funkci chladicí, ale zároveň i mazací (emulze) vzhledem k intenzivnímu tření a vývinu tepla.

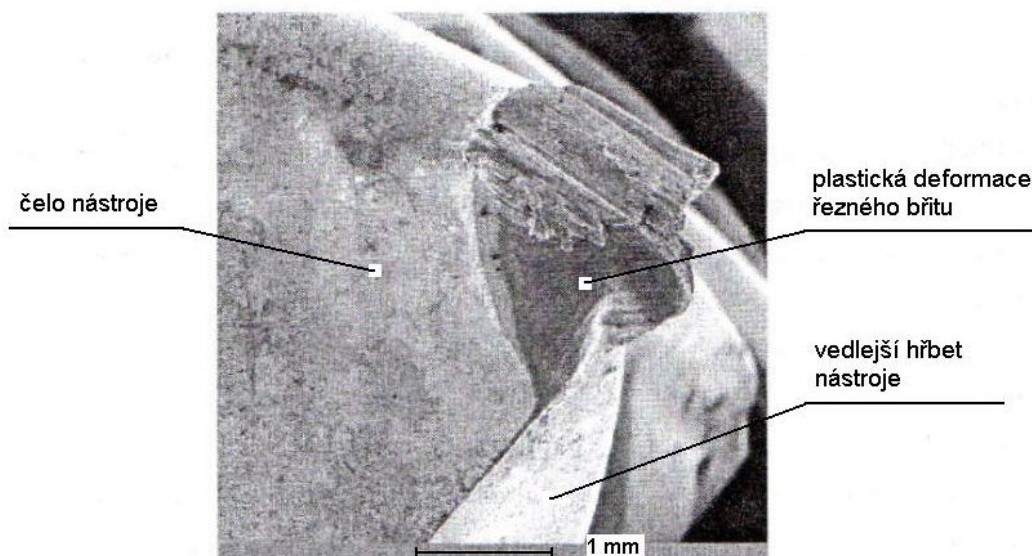


## 2.4 Opotřebení řezných nástrojů

V průběhu procesu řezání je břit řezného nástroje vystaven působení fyzikálních a mechanických vlivů ve vztahu k obráběnému a řeznému materiálu, které způsobí změnu původního tvaru a jakosti pracovních ploch. Mění se geometrie nástroje a jakost obrobené plochy.

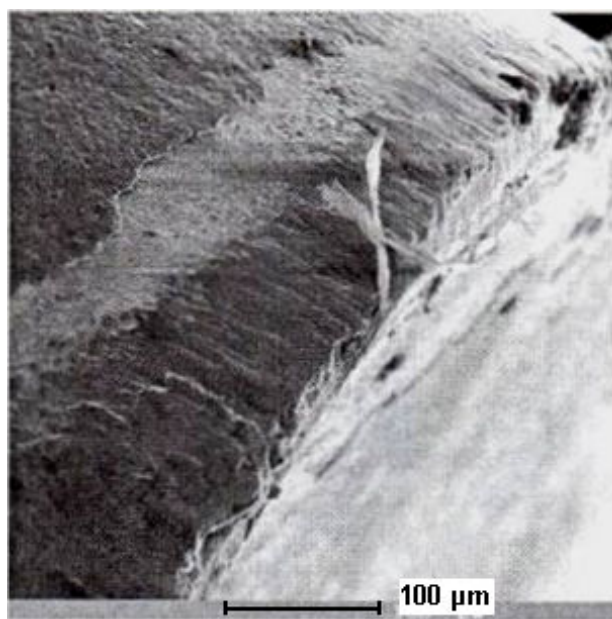
I když titanové slitiny nejsou výjimečně tvrdé materiály, jejich vysoká pevnost při zvýšených teplotách, vysoká houževnatost vytváří vážné překážky při jejich obrábění. Tyto vlastnosti spolu se sklonem ke zpevňování, špatnými tepelnými a třecími vlastnostmi vedou ke značným tepelným a mechanickým zatížením řezných nástrojů. Tato namáhání se při soustružení titanových slitin velmi často projeví v plastické deformaci řezného břitu. V místech styku břitu nástroje s materiálem obrobku dochází navíc k více či méně intenzivnímu otěru.

Vysoké teploty (1000 °C) v místě řezu vedou k intenzivnímu difúznímu opotřebení řezné části nástroje. Při obrábění slinutými karbidy je výhodnější použití slinutých karbidů na bázi karbidu wolframu (WC) oproti karbidu titanu (TiC). Použití slinutého karbidu na bázi TiC vede k intenzivnímu difúznímu účinku v důsledku difúze kubických zrn TiC a TaC do obráběného materiálu. Na charakteru opotřebení má výrazný vliv i řezná rychlost. Při obrábění s nízkými řeznými rychlostmi dochází k opotřebení na hřbetě nástroje. Při vyšších řezných rychlostech (nad 60 m.min<sup>-1</sup>) dochází k vysokému tepelnému a mechanickému zatížení, což může způsobit poškození řezného nástroje vlivem změknutí kobaltové matrice. Dochází k plastické deformaci řezného břitu (obr. 2.8).



Obr. 2.8 Plastická deformace řezného břitu ze slinutého karbidu při soustružení titanové slitiny Ti-Al6-Mo2-Cr2-Fe-Si,  $v_c = 80 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$ . (5)

Při tvorbě třísky u titanových slitin je dále charakteristické intenzivní tření mezi třískou a plochou čela. Z tohoto důvodu je nutno zvážit povlakování nástrojů při soustružení titanových slitin. Z výzkumů vyplývá, že povlak má na trvanlivost malý vliv a po několika sekundách je odstraněn z řezné hrany (obr. 2.9). Zvýšení trvanlivosti lze dosáhnout použitím jemnozrnných slinutých karbidů na bázi WC. (5, 8)



Obr. 2.9 Odstranění povlaku z řezné hrany slinutého karbidu při soustružení titanové slitiny Ti-Al6-Mo2-Cr2-Fe-Si,  $v_c = 60 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$ . (5)

## 2.5 Kvalita obrobených povrchů

Výsledný obrobený povrch v sobě zahrnuje závislost geometrického a kinematického vztahu špičky nástroje a obrobku za doprovodu některých fyzikálních jevů. V závislosti na podmínkách obrábění, druhu materiálu a tvaru špičky nástroje převažuje jedna nebo druhá skupina faktorů. (8)

Průvodním jevem procesu obrábění titanových slitin je kromě nízké trvanlivosti nástrojů i odlišná kvalita obrobených povrchů ve srovnání s jinými kovy. (11) Povrchová oblast vzniklá po obrobení v sobě zahrnuje mechanické, fyzikální a chemické změny materiálu. Ty mají v konečném důsledku významný vliv na funkčnost a ovlivňují mechanické, napěťově – korozní či únavové vlastnosti součástí. Jelikož na součásti vyráběných ze slitin titanu jsou kladené nejvyšší nároky z hlediska kvality a životnosti, je potřeba věnovat velkou pozornost kvalitě povrchu po obrábění. Je zapotřebí správně volit nástrojové materiály, jejich geometrii, řezné podmínky, apod. s přihlédnutím na trvanlivost nástrojů a hlavně na požadovanou kvalitu obrobených povrchů. Přičemž kladný vliv má růst řezné rychlosti, zvětšený úhel čela a menší šířka záběru ostří.

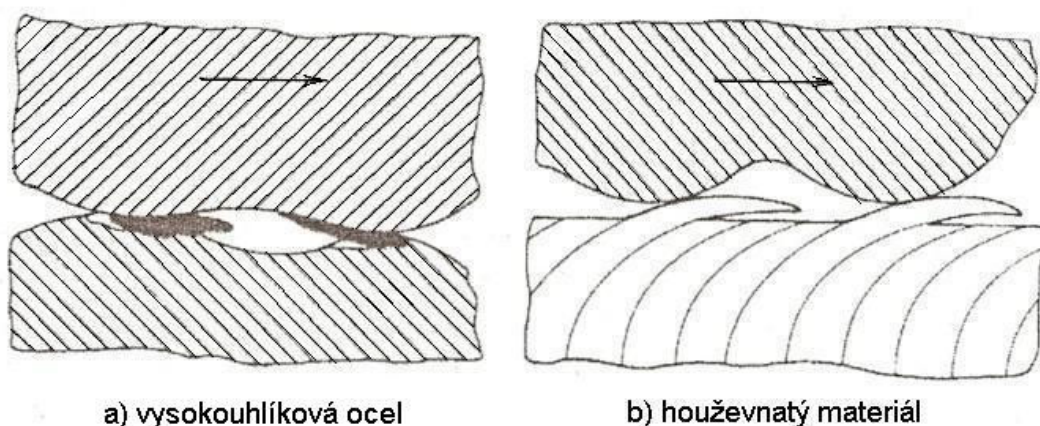
Celková kvalita obrobených povrchů v sobě zahrnuje (5):

- zbytková napětí (tahová nebo tlaková),
- změny tvrdosti povrchových vrstev,
- vznik mikrotřlin (především při broušení),
- defekty na povrchu vlivem intenzivního opotřebení nástroje a vzniku nárůstu na řezné hraně,
- rozměrovou přesnost,
- odchylky geometrického tvaru a polohy,
- drsnost povrchu,
- strukturní změny pod povrchem,
- chemické změny pod povrchem vyvolané vysokou teplotou jako výsledek difúzních pochodů mezi obrobkem a nástrojem.

Je potřeba zabránit práci s již opotřeбенými nástroji (pro obrábění slinutými karbidy je kritická hodnota opotřebení na hřbetě  $VB = 0,3 \text{ mm}$ ).

Zhoršuje se kvalita obrobené plochy, rostou složky řezné síly, zvyšuje se teplota v místě řezu, délka styku nástroje a obrobku, dochází ke zpevňování povrchové vrstvy a hlavně prudce klesá geometrická přesnost obrobku.

Vlivem vysokých teplot a tlaků dochází ke kovově čistým stykům mezi třískou a čelem nástroje  $\Rightarrow$  tvoří se nárůstek. Vlivem pohybu materiálu se cyklicky odtrhuje a odchází s třískou, ale může zasahovat i do obrobené plochy, kde ulpívá a většinou dochází k zhoršení kvality obrobeného povrchu. Jeho vznik je podmíněný nižšími řeznými rychlostmi. Procesní kapaliny mohou výrazným způsobem příznivě přispívat k potlačení nebo úplné eliminaci jeho tvorby. I vzhledem k této skutečnosti drsnost při soustružení titanových slitin je nižší oproti soustružení vysokouhlíkových ocelí. Rozdíl je patrný na obr. 2.10, kde při soustružení vysokouhlíkových ocelí dochází mezi hřbetem nástroje a obrobkem k adhezním spojmům, ale pro houževnaté materiály jako jsou slitiny titanu je charakteristická únava povrchu účinkem opakované plastické deformace.



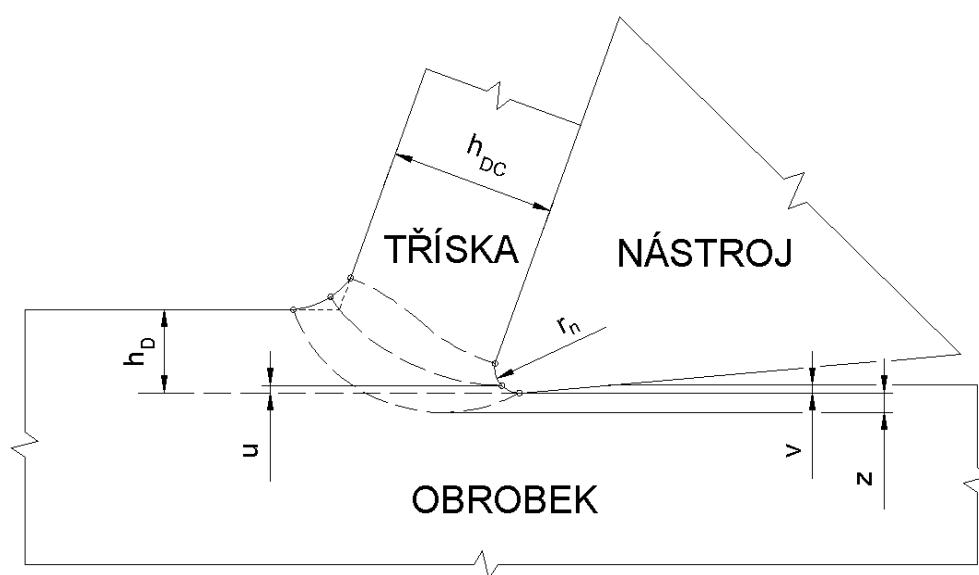
Obr. 2.10 Kontakt hřbetu nástroje a obrobené plochy při soustružení. (5)

### 2.5.1 Deformace povrchové vrstvy – zpevnění

Deformační proces v oddělované vrstvě zasahuje i do obrobené plochy. Je to dáno šířkou oblasti primární plastické deformace a stavem břitové hrany řezného nástroje.

Vlivem poloměru zaoblení ostří se celá vrstva odcházející s třískou neodděluje, ale určitá část daná tečným bodem střižné roviny, která zasahuje do obrobku, je deformována a po překonání meze kluzu plasticky

deformována. Vlivem této plastické deformace má zdeformovaná vrstva oproti základnímu materiálu vyšší tvrdost a pevnost  $\Rightarrow$  *zpevnění povrchové vrstvy*. Čím tvárnější je materiál, tím náchylnější je ke zpevňování. Faktory, které nejvíce ovlivňují zpevnění povrchové vrstvy, jsou hloubka řezu a úhel čela. Přičemž se zvětšující se hloubkou řezu roste zpevnění povrchové vrstvy a stejně tak se snižujícím se úhlem čela zpevnění roste.



Obr. 2.11 Schématické znázornění vzniku zpevněné oblasti v povrchové vrstvě. (8)

Změny v povrchové vrstvě jsou znázorněny na obr. 2.11. Plastická deformace při řezání zasahuje i pod obrobený povrch v hloubce  $z$ . Vliv poloměru zaoblení ostří  $r_n$  způsobí, že část nedeformované třísky je elasticky deformována účinkem napěťového pole, je stlačena do hloubky  $u$  a po projetí nástroje dojde k uvolnění stlačené vrstvy o hodnotu  $v$ . (8)

Veličiny charakterizující zpevněnou oblast povrchové vrstvy jsou:

- hloubka zpevnění,
- tvrdost nebo maximální tvrdost,
- maximální gradient poklesu tvrdosti (gradient zpevnění),
- intenzita zpevnění.

### **2.5.2 Zbytková napětí v povrchové vrstvě**

Vývin velkého množství tepla spolu s vysokými tlaky v místě řezu při obrábění titanových slitin jsou příčinou vzniku zbytkových napětí.

Zbytková napětí mají výrazný vliv na užité vlastnosti součástí. Především na dynamickou únosnost povrchu, kdy mohou být zdrojem tzv. technologických vrubů. Tato napětí dále ovlivňují korozivzdornost, odolnost proti opotřebení, rozměrovou stálost a výslednou kvalitu součástí.

Příčinou vzniku je intenzivní plastická deformace a tepelné zatížení povrchu při oddělování třísky. Deformace zasahuje pod obrobený povrch, materiál se pěchuje vlivem otupení ostří a poloměru zaoblení ostří  $r_n$ . Přičemž působením mechanického zatížení za nižších teplot vzniknou v horní vrstvě stlačené oblasti napětí tlaková a hlouběji napětí tahová. Současné působení mechanického a vysokého tepelného zatížení vede ke vzniku tahových napětí v horní vrstvě a hlouběji jsou napětí tlaková. Vznik zbytkových napětí je výrazný při nadměrném otupení nástroje, po nevhodném broušení vícebřitého nástroje, kdy některé ostří je mimo záběr nebo dokonce dře hřbetem při přerušovaném nebo nevhodném přívodu procesní kapaliny apod.

Velikost zbytkových napětí je dána množstvím tepla, velikostí mechanické energie působící na obráběný povrch a strukturními změnami. Z tohoto důvodu zbytková napětí jsou závislá na:

- řezných podmínkách,
- řezném prostředí a způsobu přívodu do řezu,
- materiálu nástroje a obrobku,
- geometrii nástroje,
- tuhosti soustavy S–N–O.

Vliv zbytkových napětí na dynamickou pevnost a únavu je značný. Všeobecně tahová napětí únavovou pevnost snižují a naopak tlaková napětí mají na únavovou pevnost pozitivní vliv omezením vzniku a následného rozvoje povrchových trhlin. (12)

### **3 ANALÝZA SOUDOBÝCH TECHNOLOGIÍ OBRÁBĚNÍ TITANOVÝCH SLITIN**

Kapitola je zaměřena na rozbor technologií a s nimi související volbu řezných nástrojů, jejich geometrie, řezné podmínky a druhy chlazení s aplikací na soustružení, frézování, vrtání a broušení titanových slitin.

#### **3.1 Soustružení titanových slitin**

Při obrábění titanových slitin vzniká řada problémů a jejich příčiny by se daly shrnout následovně (5):

- udržují si vysokou pevnost i po dobu obrábění, kdy je v místě řezu vysoká teplota,
- nástrojový materiál je vystavený vysokému abrazivnímu účinku vzhledem k přítomnosti velmi tvrdých karbidů v obráběném materiálu,
- při vysokých teplotách charakteristických pro obrábění těchto materiálů se vyskytují chemické reakce při použití běžných nástrojových materiálů, což má za následek intenzivní difúzní opotřebení,
- při obrábění titanových slitin je často charakteristické vytváření nárůstku na řezné hraně vedoucí ke vzniku žlábků na čele nástroje,
- špatná tepelná vodivost titanových slitin způsobuje generování vysokých teplot na břitu nástroje, stejně tak i vysoký teplotní gradient v nástroji,
- navíc dochází k intenzivnímu tření mezi třískou a plochou čela.

Z výše uvedených faktorů vyplývají těžkosti při obrábění titanových slitin spojené s nízkými řeznými rychlostmi (oproti běžným ocelím) a s nimi související dlouhé strojní časy při obrábění. Vzhledem ke kladeným požadavkům na tyto materiály, jako je především kvalita obrobeného povrchu, vzniká potřeba zvládnout problémy spojené s jejich obráběním a vhodně určit pracovní podmínky, při níž bude obrábění co nejehospodárnější.

Zvýšení řezných rychlostí vede ke vzniku vysokých teplot v místě řezu a k intenzivnímu opotřebení řezných nástrojů, což se opět projeví na zhoršené

kvalitě obrobeného povrchu. Při soustružení titanových slitin se nejvyšší teploty dosahuje velmi blízko řezné hrany. Použití řezných nástrojů z rychlořezných ocelí je omezené vzhledem k vysokým teplotám v místě řezu. Jejich použití je dále podmíněno aplikací nízkých řezných rychlostí, které jsou z hlediska produktivity neakceptovatelné. Ani další řezné materiály jako jsou cermety, kubický nitrid bóru (KNB), polykrystalický diamant (PKD) a řezná keramika nejsou vhodné pro obrábění titanových slitin. Cermety vykazují příliš intenzivní opotřebení při obrábění titanových slitin. Proti použití KNB a PKD hovoří jejich vysoká cena. Keramika není vhodná kvůli chemické reaktivitě s titanem a nízké tepelné vodivosti.

Požadavky, které by měl řezný nástroj splňovat (5):

- vysoká pevnost a houževnatost,
- dobrá odolnost proti opotřebení,
- vysoká pevnost při vysokých teplotách,
- odolnost proti tepelným rázům,
- dostatečná chemická stabilita při vysokých teplotách.

Vzhledem k těmto požadavkům je volba slinutého karbidu na bázi karbidu wolframu (WC) při soustružení titanových slitin nejvhodnější, neboť slinutý karbid na bázi TiC vede k intenzivnímu difúznímu opotřebení. Nástroje se speciálně vyvinutými jemnozrnnými nepovlakovanými druhy slinutých karbidů dávají vynikající výsledky, obrábí-li se při použití vhodně zvolených řezných podmínek a při chlazení velkým množstvím procesních kapalin.

Volba geometrie nástroje pro soustružení titanových slitin je podmíněna vysokým mechanickým zatížením bříty, proto je doporučena pozitivní geometrie řezného bříty ( $\alpha_0 = 8$  až  $10^\circ$ ,  $\gamma_0 = 2$  až  $5^\circ$ ).

Zvýšení produktivity obrábění titanových slitin lze docílit vhodnou volbou procesních kapalin. Vzhledem k tomu, že v místě řezu dochází ke vzniku vysokých teplot a tření mezi třískou a plochou čela, což má za následek intenzivní opotřebení řezných nástrojů. Je zapotřebí tyto negativní účinky zmírnit aplikací procesních kapalin se současným chladícím a mazacím účinkem (emulze). Emulze je složena ze tří složek – vody, která má velmi účinnou chladicí schopnost, oleje s mazací schopností a emulgátoru umožňující promísení a stabilizaci emulze. (5, 8,13)



Doporučené řezné podmínky pro soustružení titanových slitin, které uvádí firmy Pramet Tools, s.r.o. a Sandvik Coromant jsou uvedeny v tab. 3.1 a 3.2. Materiál obou břitových destiček je nepovlakovaný slinutý karbid (skupiny **S**) na bázi WC o vysoké houževnatosti, submikrometrický substrát bez kubických karbidů kombinuje dobrou odolnost proti abrazivnímu opotřebení. Je určen pro operace charakterizované vysokou mechanickou zátěží břitu a nízké až střední řezné rychlosti.

Tab. 3.1 Doporučené řezné podmínky pro soustružení titanových slitin od firmy Pramet Tools, s.r.o. (14)

Proměnná veličina	Dokončovací soustružení			Polohrubovací soustružení			Hrubovací soustružení		
šířka záběru ostří $a_p$ [mm]	1,5			2,5			5		
posuv na otáčku $f$ [mm]	0,1	0,15	0,2	0,2	0,3	0,4	0,4	0,6	0,8
řezná rychlost $v_c$ [m.min <sup>-1</sup> ]	50	45	40	35	30	25	30	25	20

Pozn.:

materiál břitové destičky je slinutý karbid,  
uvedené řezné podmínky jsou pro titanové slitiny o pevnosti  $R_m = 900$  MPa,  
trvanlivost břitové destičky  $T_{min.} = 15$  min,  
doporučené hodnoty řezných podmínek jsou uvedeny **bez použití** procesních kapalin.

Tab. 3.2 Doporučené řezné podmínky pro soustružení titanových slitin od firmy Sandvik Coromant. (15)

Proměnná veličina	Dokončovací soustružení	Polohrubovací soustružení	Hrubovací soustružení
šířka záběru ostří $a_p$ [mm]	1,5	2,5	5
posuv na otáčku $f$ [mm]	0,1	0,3	0,5
řezná rychlost $v_c$ [m.min <sup>-1</sup> ]	85	70	55

Pozn.:

materiál břitové destičky je slinutý karbid,  
uvedené řezné podmínky jsou pro titanové slitiny o pevnosti  $R_m = 950$  MPa,  
trvanlivost břitové destičky  $T_{min.} = 15$  min.,  
doporučené hodnoty řezných podmínek jsou uvedeny **s použitím** procesních kapalin.

### 3.2 Frézování titanových slitin

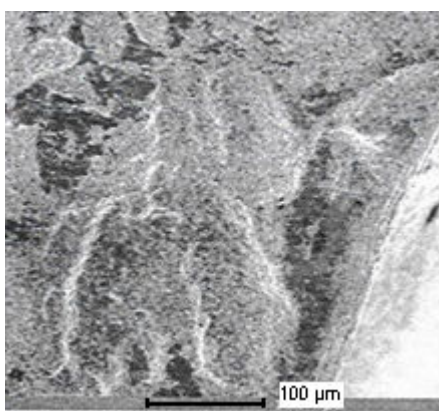
Obrábění titanových slitin patří k časově náročným metodám a zvýšení produktivity je velmi žádoucí. Frézování, které patří mezi velmi častou metodu třískového obrábění titanových slitin, je charakterizováno poměrně velkým výkonem při dobré kvalitě obrobeného povrchu. Od soustružení, vrtání a broušení se odlišuje přerušovaným řezem. Tak jako při ostatních metodách obrábění je třeba i při frézování titanových slitin správně volit řezné nástroje, obráběcí stroje, řezné prostředí a řezné podmínky vzhledem k množství problémů vyplývajících ze samotných vlastností titanových slitin.

Podle polohy nástroje k obrobenému povrchu rozlišujeme frézování válcové a čelní. Podle směru otáčení nástroje a posuvu obrobku se frézování dělí na sousledné a nesousledné. Sousledný způsob při obrábění titanových slitin znamená ve většině případů menší intenzitu opotřebení, která vede k delší trvanlivosti břitu řezného nástroje. Menší intenzita opotřebení je dána existencí tvrdé zpevněné vrstvy, jež se snadněji odstraňuje právě již zmíněným sousledným způsobem, kdy je maximální tloušťka odřezávané třísky na počátku záběru břitu a postupně klesá. Naopak při nesousledném způsobu na počátku záběru břit nástroje pouze stlačuje materiál obrobku pod sebe (nedochází k řezání), až při překročení tloušťky třísky větší než je poloměr zaoblení ostří  $r_n$  dochází k řezu. Následkem je intenzivní opotřebení břitu nástroje, zvláště při obrábění materiálů jako jsou slitiny titanu. (16)

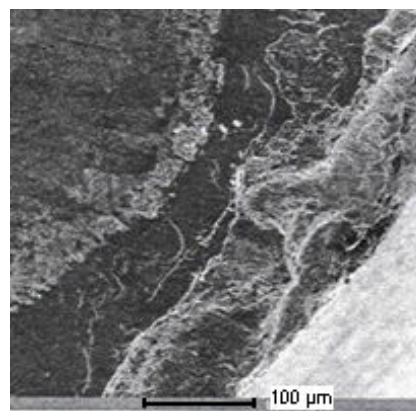
Další nepříjemností vzhledem k dynamickému chování (chvění) při tomto způsobu obrábění je požadavek celkové tuhosti soustavy S–N–O. Při určité radiální a axiální hloubce třísky a posuvu na zub se nástroj v místě řezu samobuzeně rozkmitá spolu s celým frézovacím vřetenem a obrábí s nepříjemnou vlnitostí povrchu. (17) Může dojít i k destrukci břitu nástroje a v nejhorším případě i k poškození ložisek vřetena. Proto se důrazně doporučuje volit co nejtužší obráběcí stroj s dostatečně dimenzovanými vodíci plochami v jednotlivých osách, pokud možno dobře tlumícími vibrace.

Úkolem řezného prostředí při obrábění těchto materiálů je především snižovat vliv adheze a ochlazovat břit nástroje. Tak jako při soustružení i při frézování titanových slitin je nejlepší volbou z hlediska trvanlivosti břitu

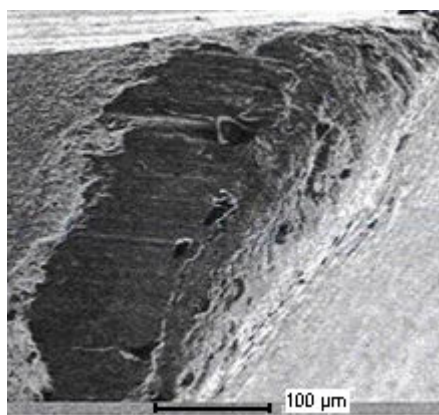
nástroje použití procesních kapalin ve formě emulzí o standardní koncentraci (5 – 10 %). Na obr. 3.1 je vidět opotřebení břitových destiček při použití různých druhů řezných prostředí. Z detailů je vidět, že frézování titanových slitin bez použití procesní kapaliny způsobuje poměrně intenzivní opotřebení řezné hrany. Při použití vody a emulze je charakteristické opotřebení na hřbetě a vytrhávání řezné hrany způsobené mechanickými a tepelnými rázy. Při použití řezného oleje v místě řezu vzniká vysoká teplota, dochází k částečně plastickému tečení řezné hrany při současném abrazivním opotřebení. (5)



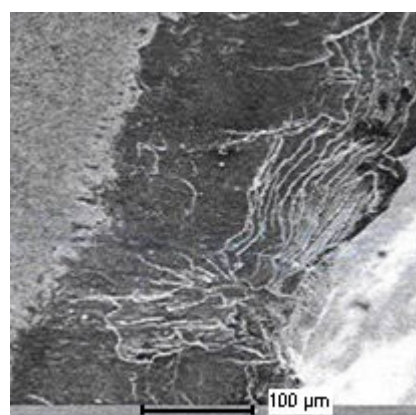
a) bez použití procesní kapaliny



b) emulze



c) olej

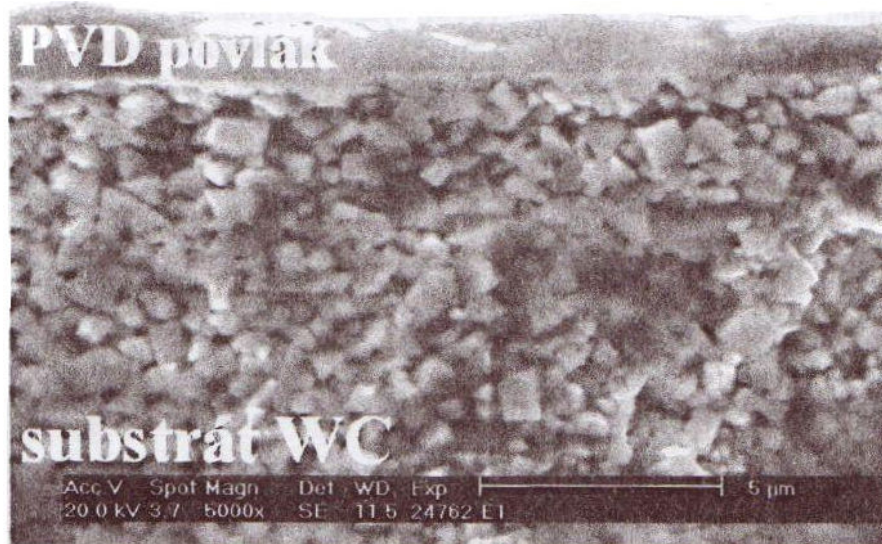


d) voda

Obr. 3.1 Vliv procesní kapaliny na opotřebení řezné hrany při frézování Ti-Al6-Mo2-Cr2-Fe-Si, nástrojem s vyměnitelnými břitovými destičkami ze slinutého karbidu M40. (5)

Řezné materiály pro nástroje se volí podle vlastností obráběného materiálu. Přednostně se používá při volbě řezného materiálu pro frézování titanových slitin druh a způsob jeho povlakování. Nejlepších výsledků proti opotřebení dosahují vícevrstvé povlaky při kombinaci TiN a (TiAlSi)N

nanášené pomocí metody PVD (Physical Vapour Deposition – fyzikálně nanesený povlak). Charakteristickými vlastnostmi pro tyto povlaky nanášenými metodou PVD jsou dobrá odolnost proti abrazivnímu a difúznímu opotřebení, vysoká tvrdost (neobsahují pojivo) a mohou mít snížený koeficient tření. Volbu řezného nástroje je třeba posoudit i z ekonomického hlediska, neboť povlakování nástroje znamená výrazné zvýšení nákladů vztažených k nástroji.



Obr. 3.2 Struktura povlaku (TiN) na jemném slinutém karbidu WC. (9)

Optimální geometrie řezného nástroje pro frézování titanových slitin se doporučuje (5):

- úhel hřbetu v ortogonální rovině  $\alpha_0 = 7$  až  $10^\circ$ ,
- úhel čela v ortogonální rovině  $\gamma_0 = 10$  až  $15^\circ$ ,
- úhel sklonu hlavního ostří  $\lambda_s = -10^\circ$ ,
- pro frézovací hlavy doporučený úhel nastavení hlavního ostří  $\chi_r = 60^\circ$ .

Volba řezných podmínek je závislá na mechanických vlastnostech obráběného materiálu, materiálu nástroje, polotovaru (předobrobený povrch, kůra po předchozím zpracování), řezu (plynulý, přerušovaný) apod., zejména s ohledem na kvalitu obrobeného povrchu a hospodárné trvanlivosti bříty. Doporučené řezné podmínky pro frézování titanových slitin od firmy Pramet Tools, s.r.o. a Sandvik Coromant jsou uvedeny v tab. 3.3 a 3.4. Materiál břitové destičky je slinutý karbid (skupiny S) na bázi WC povlakovaný metodou PVD s povlakem TiN – Ti(C,N).

Tab. 3.3 Doporučené řezné podmínky pro frézování titanových slitin od firmy Pramet Tools, s.r.o. (14)

Proměnná veličina	Lehké frézování	Střední frézování
šířka záběru ostří $a_p$ [mm]	< 2	2 až 4
posuv na zub $f_z$ [mm]	0,1 až 0,2	0,1 až 0,25
řezná rychlost $v_c$ [m.min <sup>-1</sup> ]	40	35

Pozn.:

materiál břitové destičky je slinutý karbid,  
 uvedené řezné podmínky jsou pro titanové slitiny o pevnosti  $R_m = 900$  MPa ,  
 trvanlivost břitové destičky  $T_{min} = 30$  min.,  
 doporučené hodnoty řezných podmínek jsou uvedeny **bez použití** procesních kapalin.

Tab. 3.4 Doporučené řezné podmínky pro frézování titanových slitin od firmy Sandvik Coromant. (15)

Proměnná veličina	Lehké frézování	Střední frézování	Těžké frézování
šířka záběru ostří $a_p$ [mm]	1,5	2,5	5
posuv na zub $f_z$ [mm]	0,05	0,15	0,2
řezná rychlost $v_c$ [m.min <sup>-1</sup> ]	75	65	60

Pozn.:

materiál břitové destičky je slinutý karbid,  
 uvedené řezné podmínky jsou pro titanové slitiny o pevnosti  $R_m = 950$  MPa ,  
 trvanlivost břitové destičky  $T_{min} = 30$  min.,  
 doporučené hodnoty řezných podmínek jsou uvedeny **s použitím** procesních kapalin.

### 3.2.1 Vysokorychlostní frézování titanových slitin (HSC)

Požadavek snižování strojních časů a zvýšení produktivity při obrábění titanových slitin vede k stále častějšímu využití obrábění vysokými řeznými rychlostmi. Podstatou tohoto obrábění je zvyšování řezných a posunových rychlostí s cílem zvýšit množství tepla odvedeného třískou a naopak snížit množství tepla odvedeného nástrojem a obrobkem. Oblast řezných rychlostí

pro HSC (High Speed Cutting – vysokorychlostní obrábění) obrábění titanových slitin leží v rozmezí 150 až 1000 m.min<sup>-1</sup>. Je všeobecně známo, že s nárůstem řezné rychlosti je nástroj vystaven nárůstu intenzity opotřebení, a proto je nutné správně určit optima křivek produktivity obrábění s ohledem na doporučené řezné podmínky pro daný nástroj.

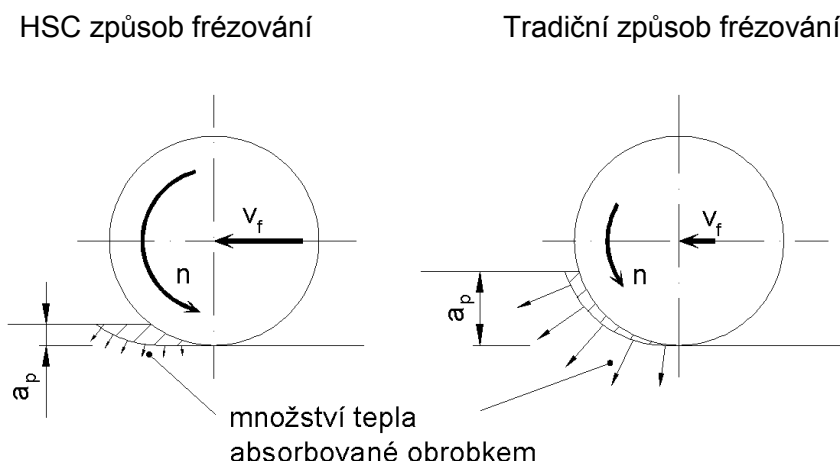
Je třeba správně volit takové obráběcí stroje, které zaručují tuhost při obrábění z hlediska dynamického chování a zamezit vzniku vibrací.

Suché obrábění se v tomto případě příliš nedoporučuje, dochází k značnému nárůstu vlivu adheze a tření. Chlazení pomocí emulzí také není příliš vhodné, nástroj je vystaven negativním tepelným – šokům. Správnou alternativou je tzv. minimalizace řezného prostředí pomocí *olejové mlhoviny*, jenž díky snižování tření a adheze vykazuje příznivé výsledky z hlediska trvanlivosti bříty nástroje.

Pro volbu řezného nástroje při obrábění titanových slitin hraje hlavní roli řezná rychlost. Rychlořezné oceli jsou nevhodné, neboť nesnesou řezné rychlosti nad 50 m.min<sup>-1</sup>. Proti použití PKD a KNB hovoří jejich vysoká cena, ale i citlivost na adhezní vlivy. Intenzivní opotřebení při obrábění titanových slitin má za následek nepoužívání cermetů a řezné keramiky. Tak jako při konvenčním způsobu frézování je i při frézování vysokými řeznými rychlostmi nejlepšími výsledky dosaženo při použití jemnozrnných slinutých karbidů na bázi WC s vícevrstevnými povlaky TiN a (TiAlSi)N nanášenými metodou PVD.

Geometrie řezného nástroje se doporučuje pozitivní. Přesto hlavní pozornost je věnována úhlu hřbetu, jehož velké hodnoty snižují tuhost nástroje a nepříznivě působí na dynamické chování celé soustavy. Úhel sklonu šroubovice  $\lambda$  a její volba výrazným způsobem ovlivňuje odvod třísky, její hromadění a utváření v zubové mezeře. Pro válcovou frézu se pohybují doporučené hodnoty  $\lambda$  okolo 55°.

Významnou částí celého obráběcího procesu je optimalizace řezných podmínek, především je nutno zohlednit trvanlivost řezného nástroje a kvalitu obrobené plochy. Při HSC obrábění titanových slitin existují dva základní přístupy, a to maximalizace posuvu při malé řezné rychlosti (což je dřívější přístup) a v dnešní době je uplatňována opačná kombinace, tedy nárůst řezné rychlosti při nižším posuvu.



Obr. 3.3 Vliv posuvu a šířky záběru ostří na tepelné ovlivnění obrobku. (18)

Obrábění titanových slitin je velice komplikovanou záležitostí vyžadující komplexní optimalizační přístup. Ale až použití moderních technologií obrábění, jako je metoda obrábění HSC, do této skupiny přináší požadované ekonomické a hospodárné výsledky. (16, 18)

### 3.3 Vrtání titanových slitin

Vrtání titanových slitin přináší určité těžkosti, které jsou způsobené především jejich vysokou pevností, houževnatostí a adhezním působením obráběného materiálu na poměrně dlouhý a málo tuhý nástroj. Při zvětšující se hloubce vrtané díry se zhoršuje přívod procesní kapaliny do místa řezu. Dochází ke zhoršení oddělování třísky řeznými hranami nástroje, dále se zhoršuje proces chlazení a mazání v místě řezu. To má za následek vznik vysokých teplot v místě řezu, špatný odvod třísek a následné intenzivní opotřebení řezných nástrojů, případně jejich úplné zničení. Dále při vrtání titanových slitin mají vrtáky sklon k zadírání, vrtaná díra se stahuje (vrtaný průměr je menší než průměr vrtáku).

Vzhledem k těžkostem, které vznikají při vrtání titanových slitin, jako např. vysoké tepelné a mechanické zatížení řezného břitu, je zapotřebí správně volit geometrie řezné části vrtáků, zabezpečit zvýšenou tuhost celé soustavy S–N–O. Z hlediska hospodárnosti výroby a produktivity práce jsou

stanoveny požadavky kladené na nástroj, jenž zabezpečí jeho uspokojivou hodnotu trvanlivosti pro konkrétní operaci vrtání titanových slitin (5, 11):

- při vrtání titanových slitin nástroji z rychlořezné oceli (HSS) volit zmenšený průřez jádra, na zlepšený odvod třísek i přívod procesní kapaliny vzhledem k intenzivnímu tření v kontaktu nástroje a obráběného materiálu,
- pro nástroje z rychlořezné oceli (HSS) se doporučuje vyleštění drážek vrtáku, zúžení příčné řezné hrany i zúžení vodících fasetek vrtáku (0,3 až 0,5 mm),
- pro nástroje ze slinutého karbidu se doporučuje volit negativní fasetku na čele šířky (0,1 až 0,15 mm),
- při vrtání nástroji ze slinutého karbidu volit materiál na bázi WC.

Geometrie pro nástroje z rychlořezné oceli se pro vrtání titanových slitin doporučuje – vrcholový úhel vrtáku  $\varepsilon_r = 118^\circ$  nebo  $\varepsilon_r = 140^\circ$  pro větší průměry vrtáků, úhel hřbetu v ortogonální rovině  $\alpha_o = 8$  až  $10^\circ$ .

Pro zvýšení trvanlivosti řezných nástrojů je podmínkou použití procesních kapalin vzhledem k intenzivnímu tření mezi nástrojem a obráběným materiálem. Vhodnými procesními kapalinami pro vrtání titanových slitin jsou emulze a řezné oleje. Chlazení řeznými oleji je vyžadováno při vrtání hlubokých děr.

Tab. 3.5 Doporučené řezné podmínky pro vrtání titanových slitin nástrojem z rychlořezné oceli (HSS) od firmy Garant. (19)

řezná rychlost $v_c$ [m.min <sup>-1</sup> ]	Ø díry [mm]				
	posuv na otáčku $f$ [mm]				
	3	5	8	10	13
6 ÷ 10	0,04	0,06	0,08	0,1	0,11

Pozn.:

uvedené řezné podmínky jsou pro titanové slitiny v rozmezí pevnosti  $R_m = 850$  až 1200 MPa, jako procesní kapalinu se doporučuje používat *řezný olej*.



Tab. 3.6 Doporučené řezné podmínky pro vrtání titanových slitin nástrojem ze slinutého karbidu od firmy Garant. (19)

řezná rychlost $v_c$ [m.min <sup>-1</sup> ]	ø díry [mm]						
	posuv na otáčku $f$ [mm]						
	0,5	1,5	2,5	5	8	11	15
20 ÷ 35	0,01	0,03	0,05	0,08	0,11	0,14	0,18

Pozn.:

uvedené řezné podmínky jsou pro titanové slitiny v rozmezí pevnosti  $R_m = 850$  až 1200 MPa, jako procesní kapalinu se doporučuje používat *emulze*

### 3.4 Broušení titanových slitin

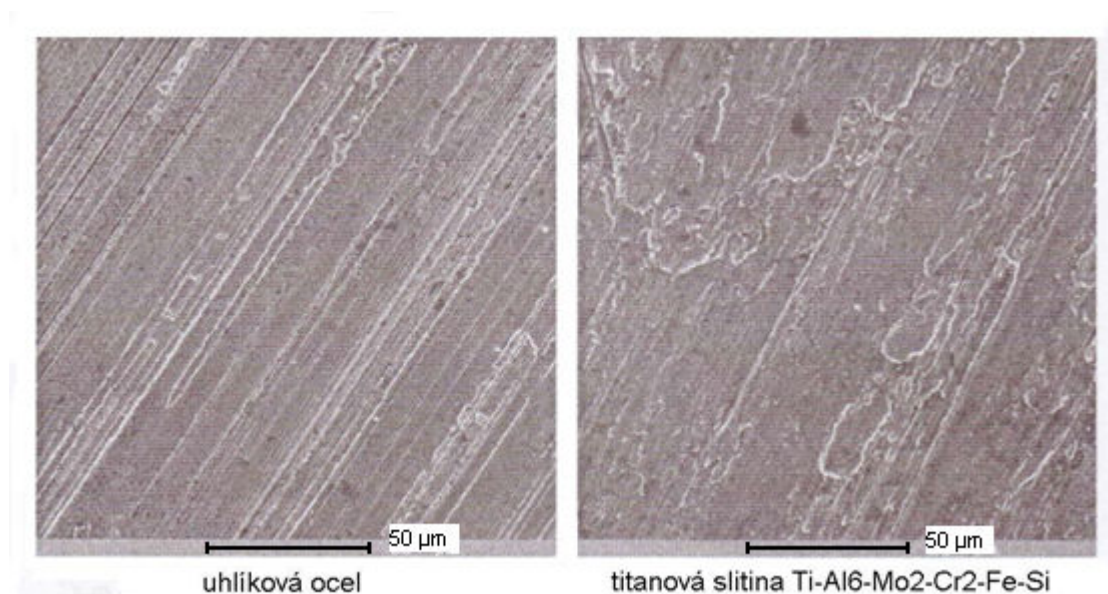
Na kvalitu funkčních ploch součástí vyráběných ze slitin titanu jsou kladeny vysoké požadavky jak z hlediska geometrické přesnosti, tak z hlediska jakosti (drsnosti) povrchu. Povrchová vrstva broušené plochy nesmí být porušena mechanickými, fyzikálními ani chemickými účinky, které provázejí proces broušení titanových slitin a zpravidla zvyšují vnitřní zbytková napětí v povrchové vrstvě obrobku a podporují vznik trhlin.

Při broušení titanových slitin způsobuje malá tepelná vodivost nárůst teploty v místě řezu, což má za následek podstatné zvýšení namáhání brousícího nástroje. Vzhledem k vysokým pevnostem titanových slitin je jejich broušení spojeno s nárůstem složek řezné síly. Ty společně s vysokými teplotami v místě řezu způsobují intenzivní otupování brousících kotoučů, jež vyžaduje časté orovnávání. Vysoké teploty při broušení mohou vést ke vzniku makrotrhlin na obráběném povrchu, které zhoršují kvalitu obrobené plochy. Vzhledem k těmto těžkostem je broušení titanových slitin náročnější na volbu optimálních řezných podmínek. Doporučují se menší řezné rychlosti a malé hloubky řezu (do 0,03 mm). Pro konkrétní druh materiálu je potřeba stanovit optimální řezné podmínky technologickými zkouškami vzhledem k požadované jakosti obrobku, řezným vlastnostem brousícího kotouče s ohledem na minimální výrobní náklady. (11)

Pro broušení titanových slitin jsou vhodné korundové kotouče nebo mikrokryсталický hnědý korund A 97 MK. Použití brousících kotoučů na bázi KNB a diamantu se uplatňuje tam, kde je požadována vysoká kvalita povrchu a kde výkon konvenčních brousících kotoučů je nedostatečný. Diamantové

kotouče se méně opotřebovávají než kotouče z KNB. Důvodem je chemická aktivita KNB s titanem. Základní podmínkou úspěšného broušení je intenzivní chlazení procesními kapalinami.

Výsledný obrobený povrch výrazně závisí od druhu obráběného materiálu. Titanové slitiny mají vysoký koeficient tření  $\mu$  (0,65 až 0,68). Intenzivním třením nevzniká typická tříška jako při broušení běžných ocelí, ale na broušeném povrchu je plastická zóna, materiál „teče“ po broušeném povrchu. Porovnání broušeného povrchu uhlíkové oceli a titanové slitiny je zobrazeno na obr. 3.4.



Obr. 3.4 Broušený povrch při broušení korundovým kotoučem,  $v_c = 20 \text{ m.s}^{-1}$ . (5)

Nízká trvanlivost brousících kotoučů je mimo jiné zapříčiněna vysokou chemickou aktivitou titanových slitin. Částice obráběného materiálu se nalepují na vrcholky brusných zrn a znemožňují samoostření kotouče. Dochází k ztrátě rezivosti brousícího kotouče. Použití procesních kapalin eliminuje nalepování obráběného materiálu, vytvoření bariéry mezi brusným zrnem a broušeným materiálem.

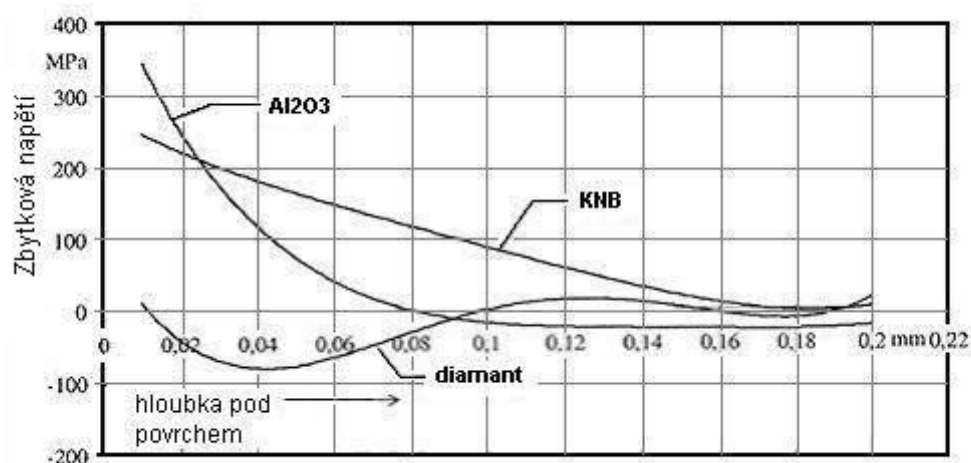
Vzhledem k výše uvedeným problémům, které vznikají při broušení titanových slitin, je potřeba správně volit řezné podmínky, brousící kotouče, používat procesní kapaliny s ohledem na druh obráběného materiálu, aby byly zajištěny požadavky kladené na součásti vyráběné z těchto materiálů. (5)

### 3.4.1 Kvalita obrobených povrchů po broušení

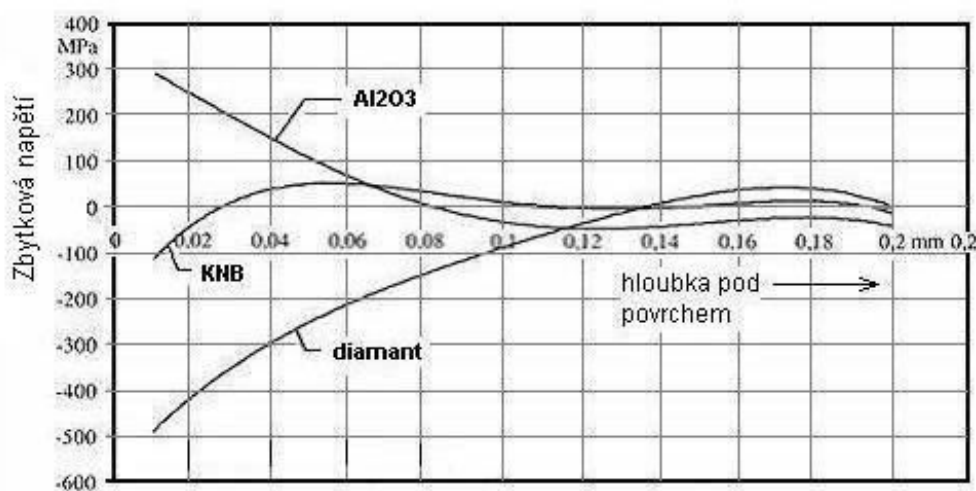
Vznik velkého množství tepla spolu s vysokými měrnými tlaky při obrábění titanových slitin jsou příčinou vzniku zbytkových napětí v povrchové vrstvě. Jak již bylo uvedeno v kapitole 2.5.2 zbytková napětí výrazným způsobem ovlivňují užité vlastnosti součástí jako je např. geometrická přesnost výrobků, dynamická pevnost a únava. Z hlediska životnosti součástí je výhodné, aby zbytková napětí měla tlakový charakter, což v podstatě znamená redukovat tepelné zatížení obrobených ploch. Použití procesních kapalin snižuje vliv tření, složky řezné síly a to se příznivě projeví ve snížení množství tepla, které vznikne v místě řezu a nakonec i v množství tepla vneseného do obrobku. Mechanické a tepelné vlastnosti obráběného materiálu mají výrazný vliv na velikost, směr, ale i rozložení zbytkových napětí po broušení.

Velikost tahových napětí při broušení je především dána rozdílným ohřevem a ochlazováním jednotlivých vrstev pod povrchem. Skutečnost proč zbytková napětí při broušení titanových slitin dosahují větších hodnot oproti broušení běžných ocelí je dána tím, že gradient teploty pod povrchem je větší. Rozdíl v teplotě povrchové vrstvy a vrstvy 0,1 mm pod povrchem je pro uhlíkovou ocel 50 °C a při titanové slitině tento rozdíl dosahuje 127 °C. (5)

Procesní kapalina výrazně ovlivňuje velikost zbytkových napětí způsobem výše uvedeným, ale i navíc omezením adhezního vlivu především při použití diamantového a KNB kotouče (obr. 3.5, 3.6).



Obr. 3.5 Zbytková napětí při broušení titanové slitiny Ti-Al6-Mo4-Zr2-Si za sucha,  $v_c = 25 \text{ m.s}^{-1}$ ,  $v_f = 4 \text{ m.min}^{-1}$ ,  $a_p = 0,02 \text{ mm}$ . (5)



Obr. 3.6 Zbytková napětí při broušení titanové slitiny Ti-Al6-Mo4-Zr2-Si, Emulzín H 2%,  $v_c = 25 \text{ m.s}^{-1}$ ,  $v_f = 4 \text{ m.min}^{-1}$ ,  $a_p = 0,02 \text{ mm}$ . (5)

Rozhodujícím faktorem součástí vyráběných ze slitin titanu je kvalita obrobených povrchů vzhledem k jejich použití na namáhané části strojů a zařízení. Jejich obrábění přináší řadu problémů a při nesprávné volbě obráběcího procesu vzniká nebezpečí poškození povrchové vrstvy. Vysoké hodnoty tahových zbytkových napětí po broušení nepříznivě působí na dynamickou únosnost povrchu, kdy mohou být zdrojem tzv. technologických vrubů. Použití diamantových a KNB kotoučů mohou omezit vznik tahových napětí, na druhou stranu jejich použití je velmi drahé. Proto se využívá po broušení titanových slitin mechanické zpevňování povrchu, tahová napětí se mění v tlaková za současného zvýšení meze únavy. Jedná se o plastickou deformaci za studena. Metody jako jsou válečkování a kuličkování je využíváno ke zpevnění rovinných a válcových ploch. (5)

Povrchové vrstvy po těchto technologiích zlepšují užité vlastnosti součástí tím, že (5):

- zvyšují pevnost součástí v podmínkách s proměnným zatížením,
- otěruvzdornost třecích se povrchů je vyšší,
- zlepšují pevnost spojení součástí při lisovaném uložení,
- zamezují poklesu pevnosti v místech konstrukčních vrubů,
- zvyšují korozivzdornost a únavovou pevnost součástí,
- snižují koeficient tření a namáhání strojů.

#### 4 OPTIMALIZACE ŘEZNÝCH PODMÍNEK PŘI OBRÁBĚNÍ TITANOVÝCH SLITIN

Při současném rozvoji technologií a konkurenčním tlaku, který nutí strojírenské podniky, aby své výrobky produkovaly s minimálními výrobními náklady, což znamená, při výrobě používat dané výrobní prostředky s optimálními pracovními podmínkami. Přitom pracovními podmínkami rozumíme všechny faktory určující daný obráběcí proces.

Pokud nejsou při výrobě používány optimální pracovní podmínky a tedy nejsou využívány technicko – ekonomické rezervy, musí nutně docházet k ekonomickým obtížím.

Významnou součástí technické přípravy výroby (TPV) je volba optimálních řezných podmínek, optimální trvanlivosti nástrojů, případně optimálních hodnot dalších pracovních podmínek. V dnešní době je optimalizace řezných podmínek jedním z nejslabších článků TPV, především při moderních technologiích obrábění mezi, které patří i obrábění titanových slitin. Hlavním důvodem je neznalost problematiky, zejména vztahu ekonomiky a pracovních podmínek obráběcího procesu.

Obrábění titanových slitin patří k časově náročným metodám vzhledem k těžkostem, které vznikají při jejich obrábění. Dlouhé strojní časy z důvodu použití nižších řezných podmínek oproti obrábění běžných ocelí jsou příčinou zvyšování výrobních nákladů na obrábění. Z tohoto důvodu roste význam efektivního využití komplexní technologie – tzv. **optimalizace**.

Význam optimalizace řezných podmínek a trvanlivosti bříty nástroje roste současně s rostoucími požadavky na optimalizaci pracovních podmínek, zejména s vazbou na optimalizaci geometrie a materiálu nástroje apod., tyto optimalizační vazby jsou však velmi složité a lze je uspokojivě řešit pouze s využitím počítače. Optimalizace řezných podmínek úzce souvisí s ekonomickou a kvalitativní stránkou výroby a ovlivňuje tak cenu jednotlivých součástí, tedy i výrobku. V praxi často užívané optimalizované řezné podmínky pro univerzální stroje nemohou dnes vystačit při optimalizaci řezných podmínek u výrobních zařízení s vysokým stupněm automatizace.

Vzhledem k vyšším výrobním nákladům při obrábění titanových slitin vzniká požadavek na zvyšování řezných podmínek. Proto se v současné době dostává do popředí tzv. vysokorychlostní obrábění titanových slitin. Zvýšení řezných podmínek má za následek zkrácení strojních časů při současném snížení výrobních nákladů na obrábění. Jedním ze základních parametrů jsou i provozní náklady stroje, které se vzrůstající cenou stroje rostou. To platí zvláště u strojů, které dovolují obrábění vysokými rychlostmi, jejichž pořizovací náklady jsou vysoké. Optimalizaci řezných podmínek lze chápat jako stanovení optimálních hodnot určujících podmínek podle uvažovaného optimalizačního kritéria v rámci omezujících podmínek. Při popisu kritéria optimálnosti a omezujících podmínek je nutné vycházet z daných podmínek, které určují danou technologii. (20, 21)

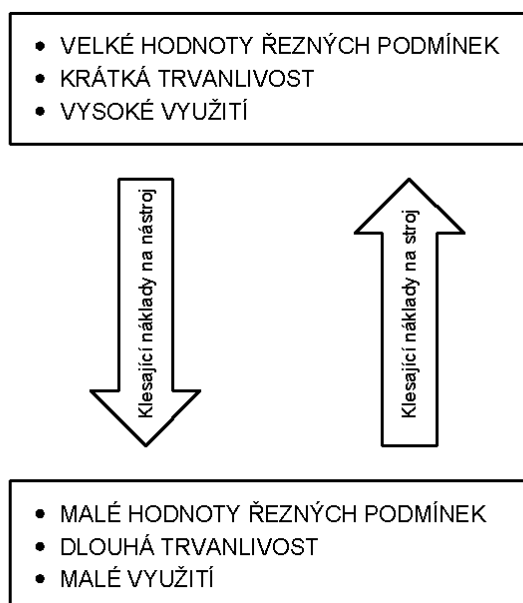
Řezné podmínky musí být optimalizovány tak, aby bylo dosaženo (20):

- požadované kvality obrobení,
- jednoho ze zvoleného optimalizačního kritéria:
  - **dosažení minimálních výrobních nákladů na obrábění,**
  - dosažení minimálního času obrábění,
  - dosažení maximálního zisku za časovou jednotku,
  - dosažení plného využití výkonu motoru obráběcího stroje,
  - plynulého obrobení plochy bez výměny nástroje,
  - současné výměny bříty na více nástrojích.
- respektování omezujících podmínek:
  - omezení podmínkami dané technickými parametry obráběcích strojů, např.:
    - omezení dané výkonem motoru obráběcího stroje,
    - omezení dané maximálním přípustným kroutícím momentem.
  - omezení podmínky dané řezným nástrojem, např.:
    - omezení dané velikostí maximální řezné síly při obrábění,
    - omezení dané velikostí řezné rychlosti při zvolené trvanlivosti.
  - omezení podmínkami dané obrobkem:
    - omezení dané kvalitou obrobené plochy obrobku.

- speciální omezující podmínky:
  - omezení dané vhodným utvářením třísky.
- organizační omezení.

Dnes se ve většině případů stanovení řezných podmínek realizuje pomocí normativů řezných podmínek nebo doporučení výrobců řezných nástrojů. Podstatou optimalizace řezných podmínek je stanovení optimálních hodnot (šířky záběru ostří, posuvu a řezné rychlosti) s ohledem na optimální trvanlivost nástroje.

Pro optimalizaci řezných podmínek je vždy nutno zvážit a porovnat dva zásadní ekonomické účinky. Při zvětšení hodnot řezných podmínek se zkracuje strojní čas a tím klesají náklady vztažené ke stroji, ale zároveň dochází k poklesu trvanlivosti bříty použitého nástroje, čímž naopak rostou náklady vztažené k nástroji. Obecně při hrubování lze s ohledem na obráběcí strategii ve většině případů aplikovat optimalizační kritérium, a to z hlediska minimálních výrobních nákladů nebo při existenci výjimečných podmínek z hlediska minimálních výrobních časů. U dokončovacích operací je možno použít stejný přístup, ovšem s ohledem na určité okrajové podmínky z oblasti přesnosti a kvality obrobeneho povrchu zhotovovaného dílu. (18)



Obr. 4.1 Ovlivnění nákladových parametrů řeznými podmínkami. (18)

#### 4.1 Kritérium minimálních výrobních nákladů

Kritérium minimálních výrobních nákladů představuje základní optimalizační kritérium pro optimalizaci obráběcího procesu. Při uplatnění tohoto kritéria jsou celkové náklady na obrábění minimální. Je ovšem nutné si uvědomit, že většina parametrů má protichůdné vlivy. Snižují-li se náklady vztažené ke stroji, rostou náklady vztažené k nástroji a naopak.

Nízké řezné podmínky při obrábění titanových slitin a z nich plynoucí dlouhé strojní časy způsobují zvyšování výrobních nákladů na obrábění. To znamená využívat vyšších řezných podmínek při použití již zmiňovaného vysokorychlostního obrábění titanových slitin. Tím se dosáhne kratších strojních časů a jejich důsledkem jsou pak nižší strojní a mzdové náklady s rostoucími náklady na nástroj.

Náklady na obrábění (na jeden kus) lze zjednodušeně určit následovně (18):

$$N_k = t_{AS} \cdot \frac{N_{hs}}{60} + \frac{N_{nT}}{B}, \quad (4.1)$$

kde

$N_k$ .....přímé náklady na obrábění	[Kč/ks],
$N_{hs}$ .....strojní hodinová sazba	[Kč/hod.],
$t_{AS}$ .....celkový strojní čas (čas trvání operace)	[min.],
$N_{nT}$ .....náklady na nástroj za dobu jedné trvanlivosti	[Kč],
$B$ .....počet kusů obrobených mezi výměnou nástroje	[ks].

#### 4.2 Kritérium minimálních výrobních časů

Toto kritérium představuje řešení optimální trvanlivosti nástroje  $T_{opt.}$ , (případně řezné rychlosti) při minimálním výrobním času.

Obrábění podle tohoto kritéria znamená vyrábět maximálně možný počet kusů za určitý čas, ovšem bez ohledu na výrobní náklady. Toto kritérium je použitelné pouze za určitých okolností, především pokud jsme vázáni určitým termínem ze strany odběratele a hrozí nebezpečí finančních postihů.



## 5 EXPERIMENTÁLNÍ ČÁST

Experimentální část je vypracována ve spolupráci s firmou První brněnská strojírna Velká Bíteš, a.s., resp. s divizí letecké techniky. Divize se zabývá výrobou dílů převážně pro letecký průmysl. Výrobky PBS Velká Bíteš, a.s. jsou produkovány v nejvyšší kvalitě a jsou vyváženy do celého světa.

Vyhodnocení této kapitoly je zaměřeno na součást turbochladiče – **kolo dmychadla** vyráběné ze slitiny titanu Ti-Al6-Mo2-Cr2-Fe-Si. Obecný popis funkce turbochladiče spolu s kolem dmychadla je následující. Turbochladič LUN 5698 spolu s výměníkem tepla LUN 5680 tvoří turbochladič jednotku, která je určena pro chlazení vzduchu přiváděného do kabiny letounu od kompresoru proudového motoru. Vzduch od kompresoru leteckého motoru, ochlazený ve výměníku tepla LUN 5680 se přivádí do skříně expandéru turbochladiče. V radiální turbíně vzduch expanduje na výstupní chladnou teplotu. Výkon turbíny se přenáší přes společnou hřídelku na kolo dmychadla č.v. B2-0044-10567, které nasává z atmosféry chladící vzduch trubičkami výměníku. Zároveň brzdí turbínu a omezuje její maximální otáčky ( $75\,000\text{ min}^{-1}$ ).



Obr. 5.1 Část turbochladiče LUN 5698 a součást kolo dmychadla.

Na obr. 5.1 je uvedena část turbochladiče a součást kolo dmyhadla vyrobené z duralu. Neboť PBS Velká Bíteš, a.s. vyváží i do Afriky a zdejší atmosférický vzduch obsahuje zrnka písku, která při použití duralu způsobovala rychlé opotřebení lopatek, proto vznikl požadavek na materiál o vyšších mechanických vlastnostech, které dostatečně splňuje námi již zmíněná titanová slitina.



Obr. 5.2 Zjednodušený 3D model součásti kolo dmyhadla.

### 5.1 Analýza výrobních nákladů při obrábění titanových slitin

Výpočet výrobních nákladů je proveden u součásti kolo dmyhadla. Technologický postup použitý pro vyhodnocení a výkres č.v. B2-0044-10567 jsou uvedeny v přílohách 1 a 2. Součást kolo dmyhadla je vyráběna v dávce po 20 ks. Náklady na přímý materiál (cena polotovaru)  $N_m = 3285$  Kč/ks. Vzorce použité pro vyhodnocení uvádí Zemčík (22).

Náklady na přímé mzdy včetně provozní režie  $N_{mACi}$  [Kč/ks]:

$$N_{mACi} = t_{ACi} \cdot \left(1 + \frac{R}{100}\right) \cdot \frac{M_{tACi}}{60}, \quad (5.1)$$

kde  $t_{AC}$  ...je čas jednotkový s podílem času směnového v dané operaci [min],

$R$  ..... je režie provozu [%],

$M_{tAC}$  .. je mzdový tarif pro čas  $t_{AC}$  dané operace [Kč/h].

Náklady na provoz stroje  $N_{psACi}$  [Kč/ks] za čas  $t_{ACi}$ :

$$N_{psACi} = \frac{t_{ACi}}{60} \cdot N_{hsi}, \quad (5.2)$$

kde  $N_{sh}$ ... jsou náklady na hodinu provozu daného stroje [Kč/h].

Náklady na přímé mzdy včetně provozní režie  $N_{mBCi}$  [Kč/dáv]:

$$N_{mBCi} = t_{BCi} \cdot \left(1 + \frac{R}{100}\right) \cdot \frac{M_{tBCi}}{60}, \quad (5.3)$$

kde  $t_{BC}$  ... je čas dávkový s podílem času směnového v dané operaci [min],

$M_{tBC}$  ... je mzdový tarif pro čas  $t_{BC}$  dané operace [Kč/h].

Náklady na provoz stroje  $N_{psBCi}$  [Kč/dáv.] za čas  $t_{BCi}$ :

$$N_{psBCi} = \frac{t_{BCi}}{60} \cdot N_{hsi}. \quad (5.4)$$

Náklady závislé na počtu kusů v dávce  $N_{zd}$  [Kč/ks]:

$$N_{zd} = N_{pm} + N_{mACi} + N_{psACi}, \quad (5.5)$$

kde  $N_{pm}$  .. jsou náklady na přímý materiál [Kč/ks].

Náklady nezávislé na počtu kusů v dávce  $N_{nd}$  [Kč/dáv.]:

$$N_{nd} = N_{mBCi} + N_{psBCi}. \quad (5.6)$$

**Výrobní náklady na dávku  $VN_d$  [Kč/dáv.]:**

$$VN_d = N_{nd} + N_{zd} \cdot d_v, \quad (5.7)$$

kde  $d_v$  ..... je počet výrobků v dávce [ks].

### 5.1.1 Stanovení norem času a výpočet výrobních nákladů

Pomocí technologického postupu součásti kola dmyhadla a po dohodě s technologií PBS Velká Bíteš, a.s. byla zpracována tab. 5.1, v níž jsou uvedeny časy  $t_{AC}$  a  $t_{BC}$  pro dané operace. Dále jsou uvedeny mzdové tarify pro časy  $t_{AC}$  a  $t_{BC}$  dané operace. Ty se sobě rovnají, protože obsluha stroje si seřízení stroje provádí sama. To znamená, že seřízení nástrojů a přípravků dané operace provádí obsluha. V tab. 5.2 jsou vypočteny náklady vztahované k časům  $t_{AC}$  a  $t_{BC}$  pro danou operaci technologického postupu.

Tab. 5.1 Vstupní hodnoty pro výpočet výrobních nákladů při výrobě součásti kola dmyhadla.

Operace:	PRACOVISTĚ:	$t_{AC}$ [min/ks]	$t_{BC}$ [min/dáv.]	$M_{tAC}$ [Kč/h]	$M_{tBC}$ [Kč/h]
10	PP 301A	4,25	30	66,70	66,70
20	MAZAK SQT 100MY	85,50	270	80,50	80,50
30	MAZAK SQT 100MY	57,00	240	80,50	80,50
40	MCFV 1060	6,00	120	72,80	72,80
50	09421	42,80	20	72,80	72,80
60	MCFV 1060	299,30	180	72,80	72,80
70	09421	17,90	10	61,30	61,30
80	VOUMARD	30,50	60	80,50	80,50
90	RHU 650 STUDER	8,70	60	80,50	80,50
100	SV 18RA/1000	14,60	30	72,80	72,80
110	SV 18RA/1000	19,60	30	72,80	72,80
120	09421	9,00	10	61,30	61,30
130	R 34/36 UN	23,90	0	80,50	80,50
140	OTK	REŽIE	REŽIE	REŽIE	REŽIE
150	09530	9,98	0	80,50	80,50
160	R 34/36 UN	12,00	0	80,50	80,50
170	09570	21,90	0	80,50	80,50
180	ZKUŠEBNA	REŽIE	REŽIE	REŽIE	REŽIE
190	09570	9,98	0	61,30	61,30
200	OTK	REŽIE	REŽIE	REŽIE	REŽIE
210	KAPILÁRNÍ DEF.	REŽIE	REŽIE	REŽIE	REŽIE
220	R 34/36 UN	23,30	0	80,50	80,50
230	OTK	REŽIE	REŽIE	REŽIE	REŽIE

Tab. 5.2 Režie provozu  $R$ , hodinové sazby strojů  $N_{hs}$  a výpočet nákladů vztažených k časům  $t_{AC}$  a  $t_{BC}$ .

$R_S$ [%]	$N_{hs}$ [Kč/h]	$N_{mAC}$ [Kč/ks]	$N_{mBC}$ [Kč/dáv.]	$N_{psAC}$ [Kč/ks]	$N_{psBC}$ [Kč/dáv.]
490	720	27,88	196,77	51,00	360,00
490	1180	676,80	2137,28	1681,50	5310,00
490	1180	451,20	1899,80	1121,00	4720,00
490	1260	42,95	859,04	126,00	2520,00
490	105	306,39	143,17	74,90	35,00
490	1260	2142,59	1288,56	6285,30	3780,00
490	85	107,90	60,28	25,36	14,17
490	1240	241,43	474,95	630,33	1240,00
490	1200	68,87	474,95	174,00	1200,00
490	760	104,52	214,76	184,93	380,00
490	760	140,31	214,76	248,27	380,00
490	85	54,25	60,28	12,75	14,17
490	640	189,19	0,00	254,93	0,00
REŽIE	REŽIE	REŽIE	REŽIE	REŽIE	REŽIE
490	110	79,00	0,00	18,30	0,00
490	640	94,99	0,00	128,00	0,00
490	105	173,36	0,00	38,33	0,00
REŽIE	REŽIE	REŽIE	REŽIE	REŽIE	REŽIE
490	105	60,16	0,00	17,47	0,00
REŽIE	REŽIE	REŽIE	REŽIE	REŽIE	REŽIE
REŽIE	REŽIE	REŽIE	REŽIE	REŽIE	REŽIE
490	640	184,44	0,00	248,53	0,00
REŽIE	REŽIE	REŽIE	REŽIE	REŽIE	REŽIE
<b>SOUČET:</b>		<b>5146,20</b>	<b>8024,60</b>	<b>11320,90</b>	<b>19953,40</b>

Tab. 5.3 Celkové výrobní náklady na výrobu součásti kolo dmyhadla při výrobní dávce  $d_v = 20$  ks.

$N_{zd}$ [Kč/ks]	$N_{nd}$ [Kč/dáv.]	$VN_d$ [Kč/dáv.]
19752	27978	<b>423018</b>

Celkové náklady na výrobu 20 kusů součástí kolo dmyhadla určeného do turbochladiče LUN 5698 činí 423 018 Kč, přičemž náklady na výrobu jednoho kusu jsou 21 151 Kč.

## 5.2 Stanovení velikosti měrné řezné síly $k_c$ při frézování titanové slitiny Ti-Al6-Mo2-Cr2-Fe-Si (dle normy GOST – VT 3-1)

Cílem zkoušky bylo vyhodnotit velikost měrné řezné síly  $k_c$  při různých hodnotách šířky záběru ostří  $a_p$  při použití tvarové frézy ze slinutého karbidu s kuželovým a kulovým čelem.

### 5.2.1 Materiál obrobku

Obráběným materiálem použitým pro vyhodnocení experimentu byla titanová slitina Ti-Al6-Mo2-Cr2-Fe-Si o chemickém složení uvedeném v tab. 5.4. Mechanické vlastnosti jsou uvedené v tab. 5.5. Rozměry polotovaru  $\varnothing 110 - 20$  mm.

Tab. 5.4 Chemické složení titanové slitiny Ti-Al6-Mo2-Cr2-Fe-Si. (6)

Obsah prvků [%]						
Al	Mo	Zr	Cr	Si	Fe	Ti
5,5-7,0	2,0-3,0	0,5	0,8-2,0	0,15-0,4	0,2-0,7	zbytek

Tab. 5.5 Mechanické vlastnosti titanové slitiny Ti-Al6-Mo2-Cr2-Fe-Si v žíhaném stavu. (6)

Teplota zkoušky	E	$R_{p0,2}$	$R_m$	A
[°C]	[GPa]	[MPa]	[MPa]	[%]
20	115	930 – 1150	1000 – 1200	9 – 13
100	113	820	950	10
200	111	730	900	10
300	108	660	830	9
400	100	630	800	8
500	89	550	670	13

### 5.2.2 Obráběcí stroj

Pro frézování titanové slitiny byla použita konzolová vertikální frézka, typ FV 25 CNC s řídicím systémem Heidenhain TNC 310, výrobce O. S. O. spol. s.r.o. Olomouc.

### 5.2.3 Řezné podmínky

Řezné podmínky byli stanoveny po dohodě s technologií firmy PBS Velká Bíteš, a.s., jejich hodnoty jsou uvedeny v tab. 5.6.

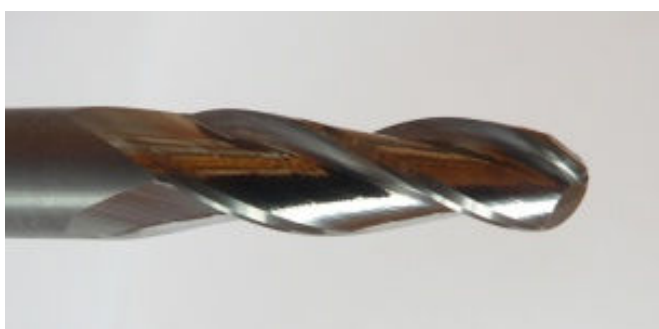
Tab. 5.6 Použité řezné podmínky pro frézování titanové slitiny Ti-Al6-Mo2-Cr2-Fe-Si.

řezné podmínky	jednotka	záběr		
		1	2	3
řezná rychlost $v_c$	[m.min <sup>-1</sup> ]	30	30	30
posuvová rychlost $v_f$	[mm.min <sup>-1</sup> ]	90	150	150
posuv na zub $f_z$	[mm]	0,028	0,028	0,028
otáčky $n$	[min <sup>-1</sup> ]	1100	1800	1800
šířka záběru ostří $a_p$	[mm]	5	3	1,5
radiální šířka záběru ostří $a_e$	[mm]	1	1	1
druh chlazení		emulze CIMSTAR HD 650 - 5%		
druh frézování		sousedné		

### 5.2.4 Charakteristika řezného nástroje

Pro frézování byla použita tvarová fréza s kuželovým a kulovým čelem používaná při frézování lopatek u součásti kolo dmychadla. Materiál frézy je slinutý karbid na bázi WC bez povlaku.

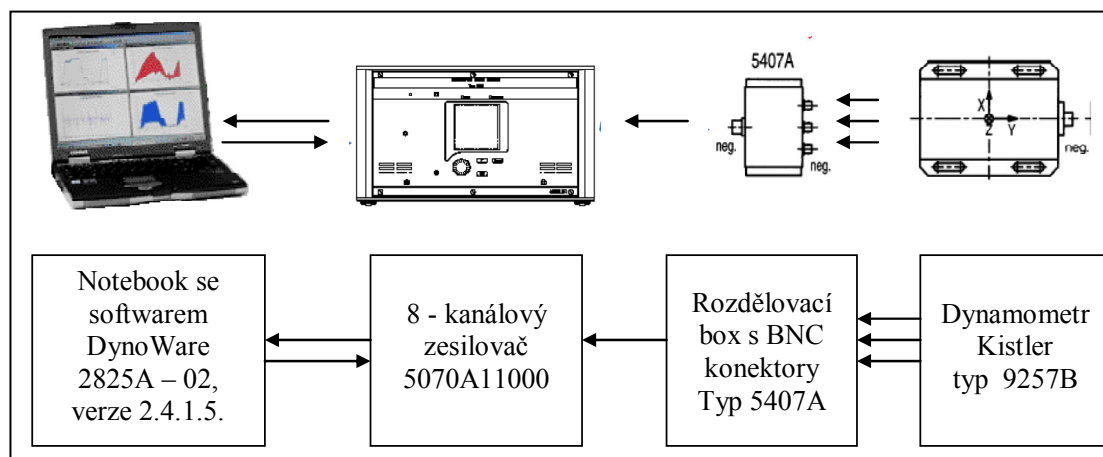
Řezný nástroj: D10x30-70/R4/4°, 3 břity.



Obr. 5.3 Celokarbidová fréza použitá při experimentu.

### 5.2.5 Schématické znárodnění experimentu, měřící technika

Pro měření složek řezných sil byl použit čtyřsložkový piezoelektrický dynamometr KISTLER 9257B, plně řízený počítačem obr. 5.4.



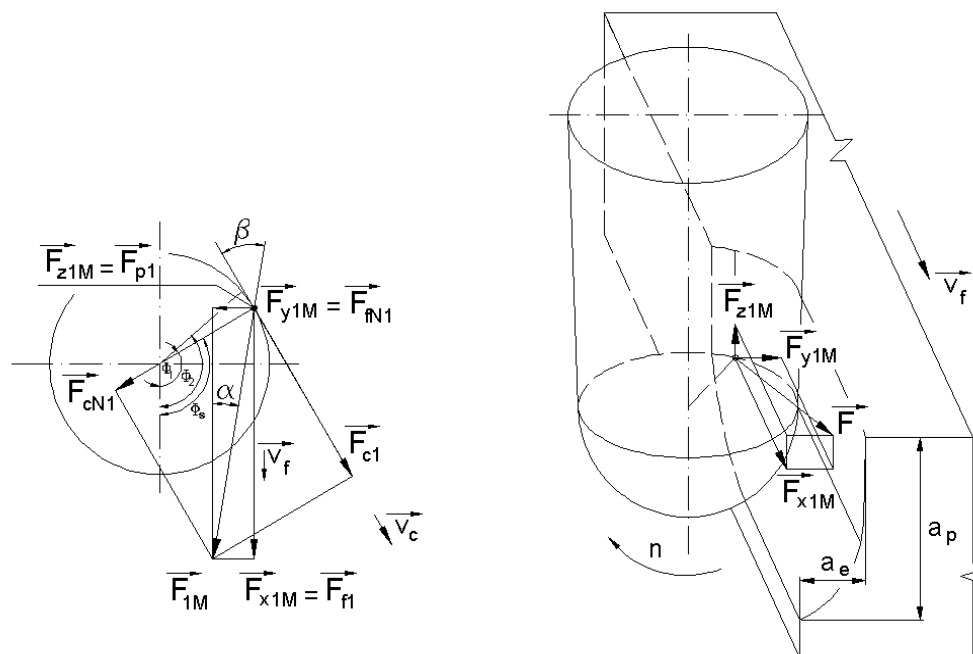
Obr.5.4 Základní schéma a propojení aparatury Kistler. (23)

Měřící aparatura firmy KISTLER obsahovala (23):

- dynamometr typ 9257B, měřící silové zatížení v osách X,Y,Z,
- accelerometer, typ 8203A50,
- cable, typ 1631C5,
- propojovací kabel rohový, délka 5 m, typ 1685B5 a typ 1500A7,
- prodlužovací kabel rohový, délka 5 m, typ 1688B5,
- rozdělovací box s BNC konektory, typ 1601,
- 8 – kanálový měřící zesilovač 5070A11000,
- RS – 232 řídící kabel, typ 1200A27,
- A/D převodník, typ 2855A5,
- PC – CARD – DAS 16/16,
- notebook,
- software DynoWare 2825A – 02, verze 2.4.1.5.



### 5.2.6 Studie silového zatížení

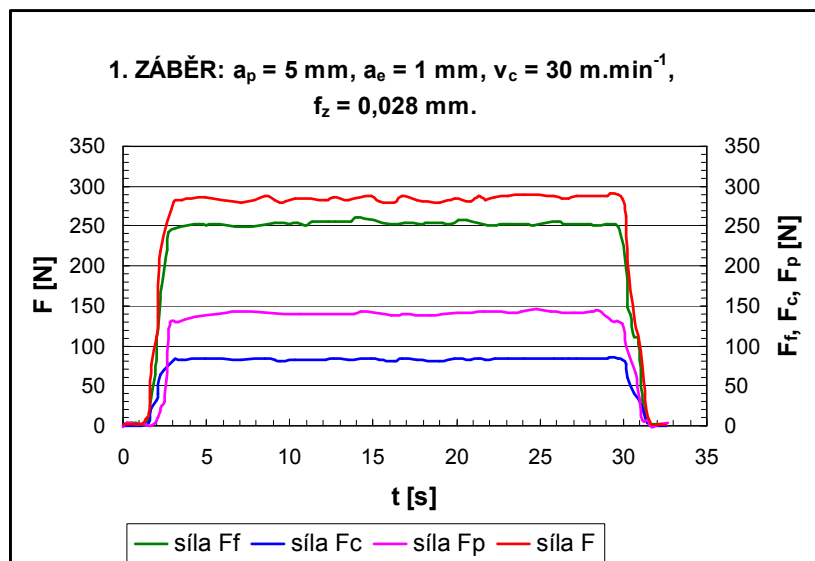


Obr. 5.5 Silový rozklad při sousledném frézování. (9)

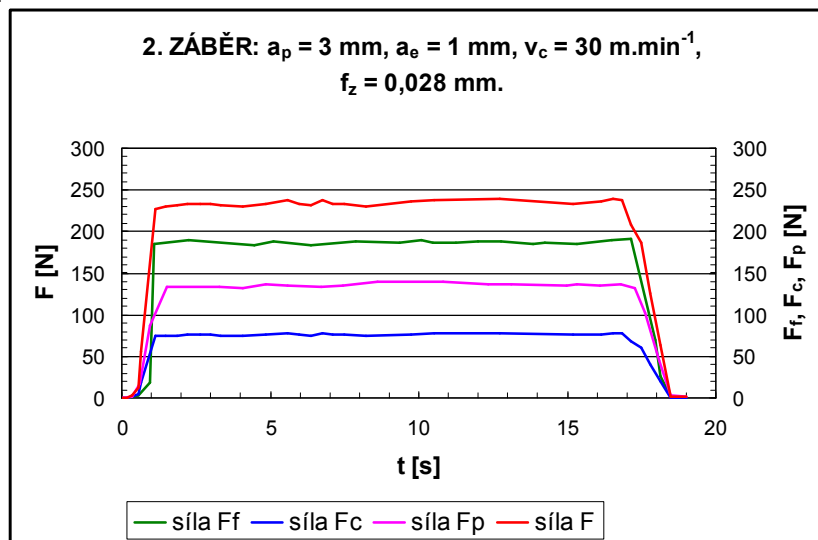
### 5.2.7 Časové průběhy složek řezné síly a jejich výslednice

Dosažené časové průběhy složek řezné síly a jejich výslednice jsou znázorněny graficky (graf 5.1 až 5.3), pro různé hodnoty šířky záběru ostří  $a_p$  při frézování titanové slitiny Ti-Al6-Mo2-Cr2-Fe-Si.

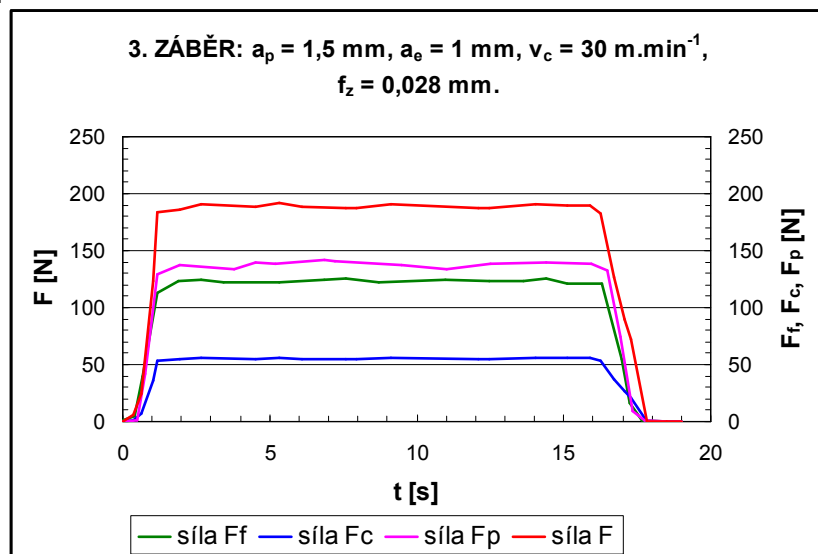
Graf 5.1: Časové průběhy složek řezné síly ( $F_c$ ,  $F_f$ ,  $F_p$ ) a výsledná řezná síla  $F$  pro 1. záběr.



Graf 5.2: Časové průběhy složek řezné síly ( $F_c$ ,  $F_f$ ,  $F_p$ ) a výsledná řezná síla  $F$  pro 2. záběr.



Graf 5.3: Časové průběhy složek řezné síly ( $F_c$ ,  $F_f$ ,  $F_p$ ) a výsledná řezná síla  $F$  pro 3. záběr.



### 5.2.8 Postup vyhodnocení měrné řezné síly

Měrnou řeznou sílu  $k_c$  můžeme definovat jako sílu ve směru hlavního řezného pohybu vztaženou na průřez třísky  $1 \text{ mm}^2$ . V základním tvaru je veličina definována rovnicí (5.1):

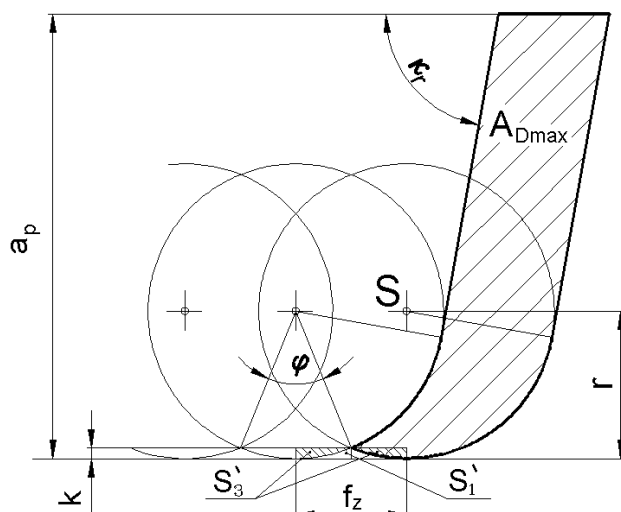
$$k_c = \frac{F_c}{A_D}. \quad (5.8)$$

Velikost měrné řezné síly, který nástroj překonává při řezání, určují především (9, 24):

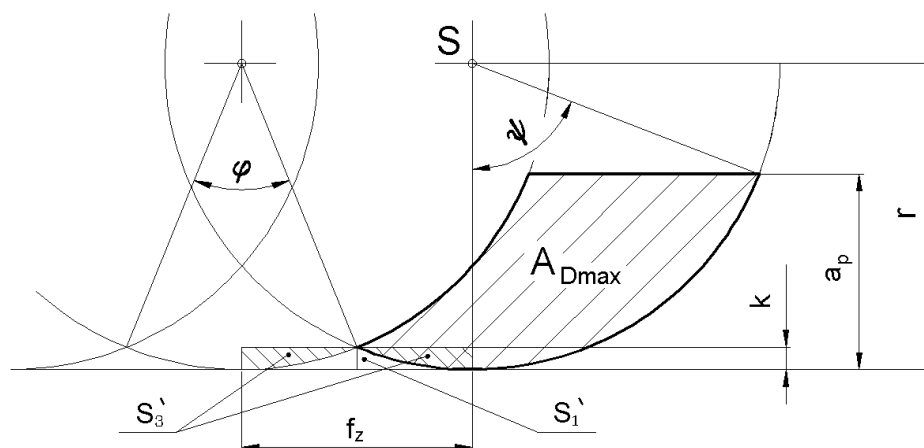
- fyzikální vlastnosti materiálu obrobku (tvrdost, pevnost),
- velikost průřezu třísky – zejména tloušťka třísky,
- geometrie nástroje, případně další podmínky,
- řezné prostředí, apod.

#### 5.2.8.1 Studie maximální plochy řezu

Tvarová fréza použitá při experimentu s kuželovým a kulovým čelem předpokládá jiný matematický přístup než je tomu u válcových fréz. Na obr. 5.6 je uveden tvar maximální plochy řezu  $A_{Dmax}$  při záběru jak kulovou tak i kuželovou částí ostří připadající jednomu zubu frézy. Obr. 5.7 vystihuje tvar maximální plochy řezu při záběru pouze kulovou částí ostří.



Obr. 5.6 Maximální plocha řezu  $A_{Dmax}$  při záběru kulovou i kuželovou částí ostří

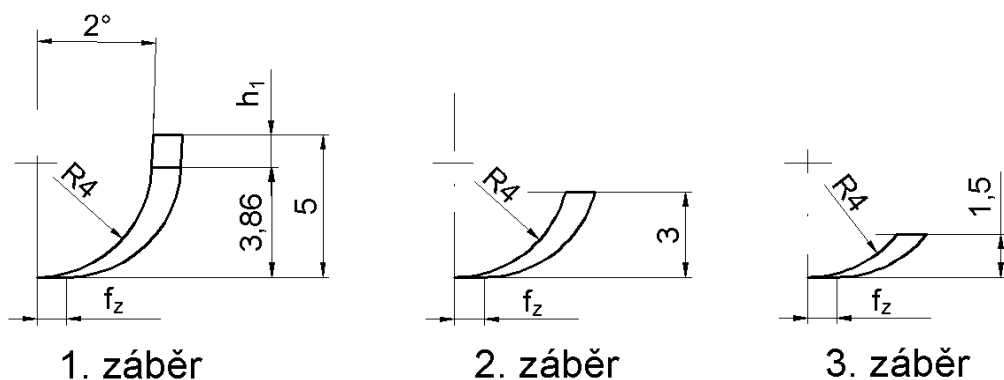


Obr. 5.7 Maximální plocha řezu  $A_{Dmax}$  při záběru kulovou částí ostří.

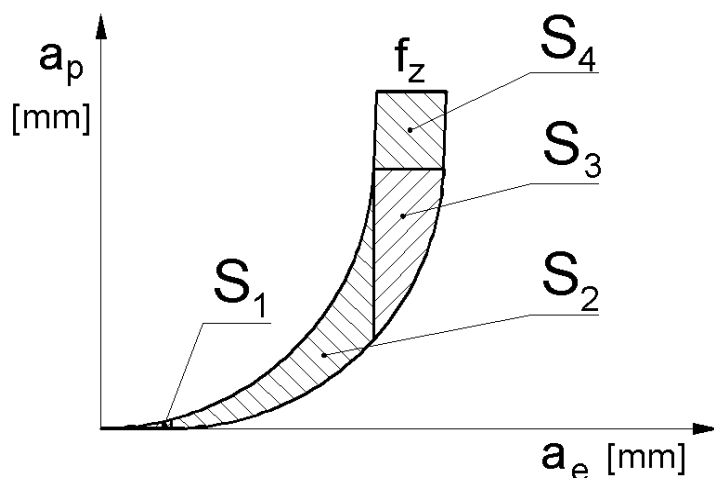
Po obrobení frézou zůstává na povrchu obrobku nerovnost a její velikost je dána plochou  $S_1'$ . V našem případě je hodnota plochy velmi malá ( $S_1' = 0,000000229 \text{ mm}^2$ ), je to dáno velkým poloměrem kulové části ( $r = 4 \text{ mm}$ ) vzhledem k velikosti posuvu na zub ( $f_z = 0,028 \text{ mm}$ ). Do celkové maximální plochy řezu se nebude zahrnovat.

#### 5.2.8.2 Výpočet maximální plochy řezu $A_{Dmax}$

Postup výpočtu maximální plochy řezu je proveden pro 1. záběr. Hodnota šířky záběru ostří  $a_p = 5 \text{ mm}$ , posuv na zub  $f_z = 0,028 \text{ mm}$ , ostatní řezné podmínky jsou uvedeny v tab. 5.6. Výpočty záběrů č. 2 a 3 jsou podobné a výsledky jsou uvedeny v tab. 5.7.



Obr. 5.8 Schématické znázornění maximální plochy řezu  $A_{Dmax}$  v závislosti na šířce záběru ostří  $a_p$ .



Obr.5.9 Schématické znázornění jednotlivých ploch pro výpočet maximální plochy řezu  $A_{Dmax}$

Výpočet ploch  $S_1$  až  $S_3$  byl proveden pomocí množinových integrálů a pro výpočet byl použit systém Maple 9.5. Pro jednodušší stanovení mezí integrálu byl počátek souřadného systému posunut do středu rádiusu frézy ( $r = 4$  mm). Tvar křivky, který vytváří fréza je cykloida. Jak uvádí Vašík (25), vzhledem ke složitosti výpočtu a relativně malému zpřesnění výsledných hodnot, je vhodné používat výrazně zjednodušený model, kde jsou cykloidy nahrazeny kružnicemi. Výrazné zpřesnění by se projevilo např. při razantním zvětšení řezného nástroje, průměr frézy cca 500 mm. (25)

Stanovení plochy  $S_1$  až  $S_4$  pro 1. záběr:

$$S_1 = \int_0^{0,028} \left( \int_{-4}^{\sqrt{16-x^2}} dy \right) dx = 0,0001, \quad (5.9)$$

$$S_2 = \int_{0,028}^{3,998} \left( \int_{\sqrt{16-x^2}}^{\sqrt{16-(x-0,028)^2}} dy \right) dx = 0,1031, \quad (5.10)$$

$$S_3 = \int_{3,998}^{4,026} \left( \int_{-0,140}^{\sqrt{16-(x-0,028)^2}} dy \right) dx = 0,0049, \quad (5.11)$$

$$S_4 = f_z \cdot h_1 = 0,0319. \quad (5.12)$$

Celková maximální plocha řezu  $A_{Dmax}$  pro první záběr:

$$A_{Dmax} = S_1 + S_2 + S_3 + S_4 = 0,1400. \quad (5.13)$$

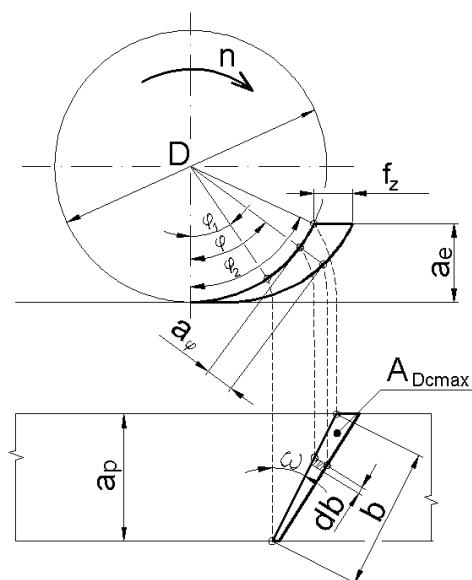
Tab.5.7 Výsledné hodnoty ploch  $S_1$  až  $S_4$  a celková maximální plocha řezu  $A_{Dmax}$ .

<b>záběr</b>	<b>1</b>	<b>2</b>	<b>3</b>
plocha $S_1$ [mm <sup>2</sup> ]	0,0001	0,0001	0,0001
plocha $S_2$ [mm <sup>2</sup> ]	0,1031	0,0815	0,0414
plocha $S_3$ [mm <sup>2</sup> ]	0,0049	0,0014	0,0005
plocha $S_4$ [mm <sup>2</sup> ]	0,0319	–	–
<b>maximální plocha řezu <math>A_{Dmax}</math> [mm<sup>2</sup>]</b>	<b>0,1400</b>	<b>0,0840</b>	<b>0,0420</b>

### 5.2.8.3 Výpočet maximální plochy průřezu třísky $A_{Dcmax}$

Pro výpočet maximální plochy průřezu třísky u tvarové frézy s kuželovým a kulovým čelem je nutná u výpočtu kulové části parametrizace do sférických

souřadnic a pro výpočet kuželové části se provádí parametrizace do cylindrických souřadnic. Tyto plochy jsou však matematicky velmi náročné a prochází ještě řadou deformací a jsou ovlivněny řeznými vlastnostmi konkrétních nástrojů. Proto vzhledem ke složitosti výpočtu a relativně malému zpřesnění výsledných hodnot je zaveden zjednodušený model, který vychází z principu, že při stanovení maximální plochy řezu  $A_{Dmax}$  při použité fréze je výsledek v podstatě dán součinem posuvu na zub  $f_z$  a šířky záběru ostří  $a_p$ . Objem odebraného materiálu je téměř stejný jak v případě použité frézy, tak i při jejím nahrazení čelní válcovou frézou. Proto i objem (při zachování stejných řezných podmínek) odebíraný jedním zubem bude téměř stejný. Z těchto podmínek bude dále vyšetřena maximální plocha průřezu třísky  $A_{Dcmax}$  na čelní válcové frézy.



Obr. 5.10 Maximální plocha průřezu třísky  $A_{Dcmax}$  při frézování frézou se zuby ve šroubovici. (24)

Stanovení maximální plochy průřezu třísky při frézování frézou se zuby ve šroubovici: (24)

$$db = \frac{D}{2} \cdot \frac{d\varphi}{\sin \omega}, \quad (5.14)$$

$$dA_{Dcmax} = a_p \cdot db = f_z \cdot \sin \varphi \cdot \frac{D}{2} \cdot \frac{d\varphi}{\sin \omega}, \quad (5.15)$$

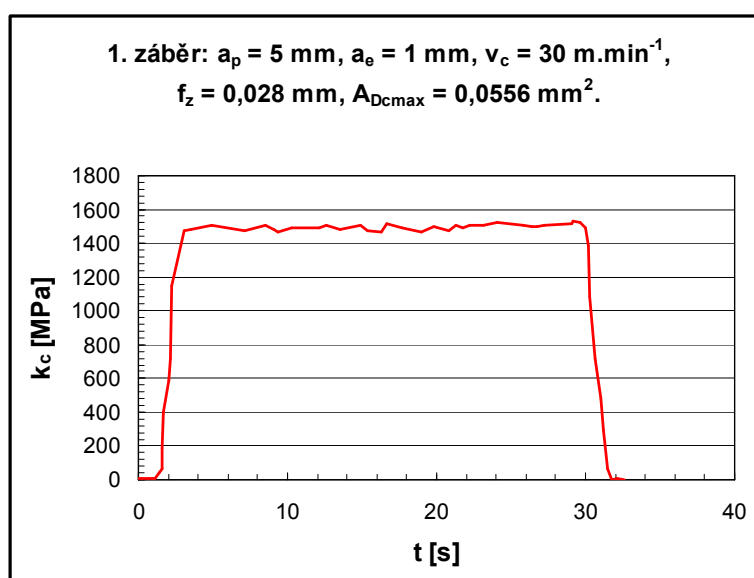
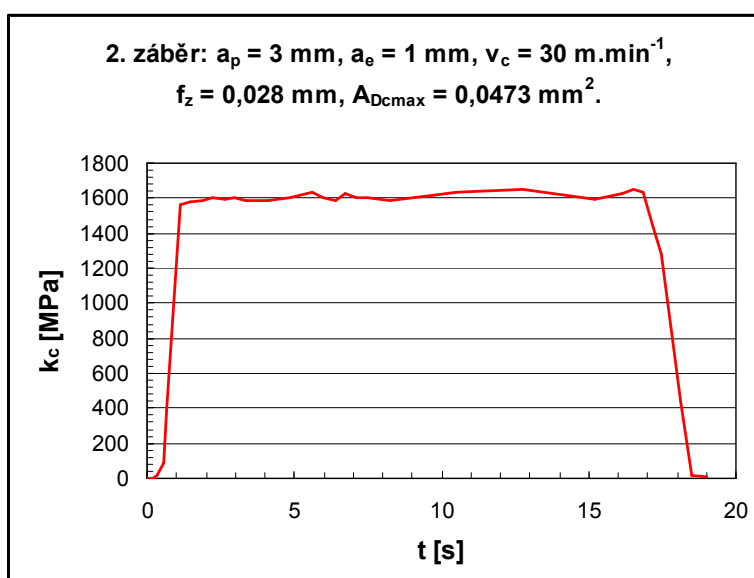
$$A_{Dcmax} = \frac{D \cdot f_z}{2 \cdot \sin \omega} \int_{\varphi_1}^{\varphi_2} \sin \varphi \cdot d\varphi. \quad (5.16)$$

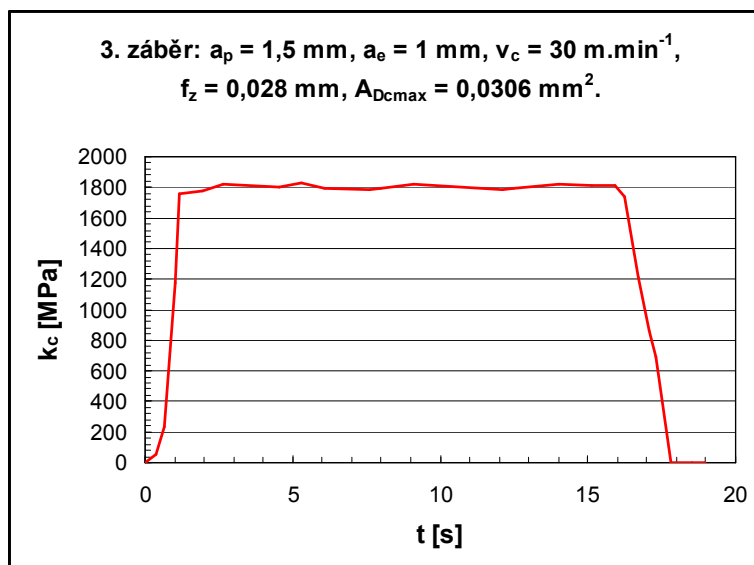
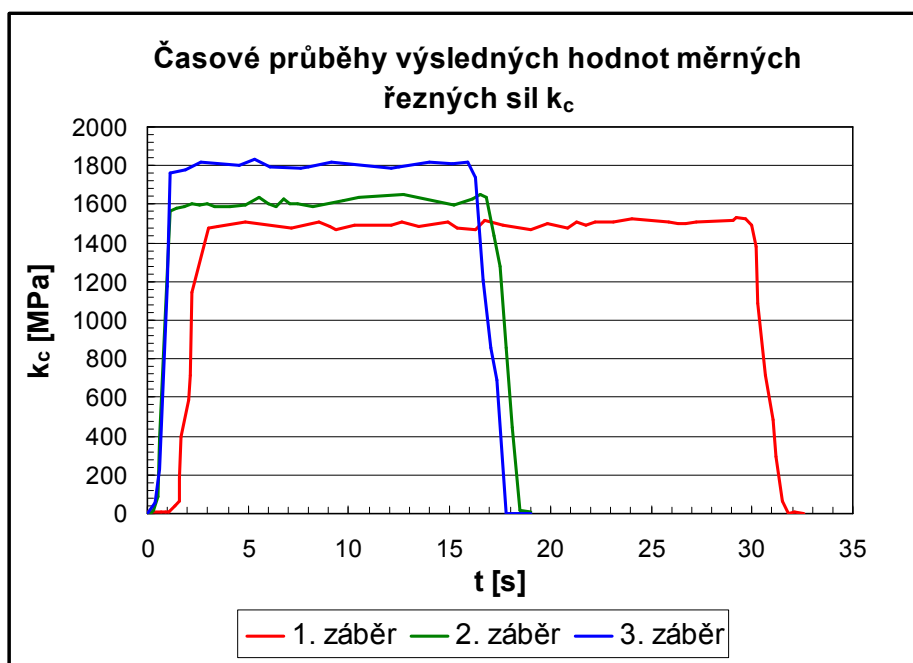
Tab. 5.8 Výsledné hodnoty maximálních ploch průřezu třísek  $A_{Dcmax}$ 

<b>záběr</b>	<b>1</b>	<b>2</b>	<b>3</b>
maximální plocha průřezu třísky $A_{Dcmax}$ [mm <sup>2</sup> ]	0,0556	0,0473	0,0306

### 5.2.9 Vypočtené výsledné hodnoty měrných řezných sil při frézování

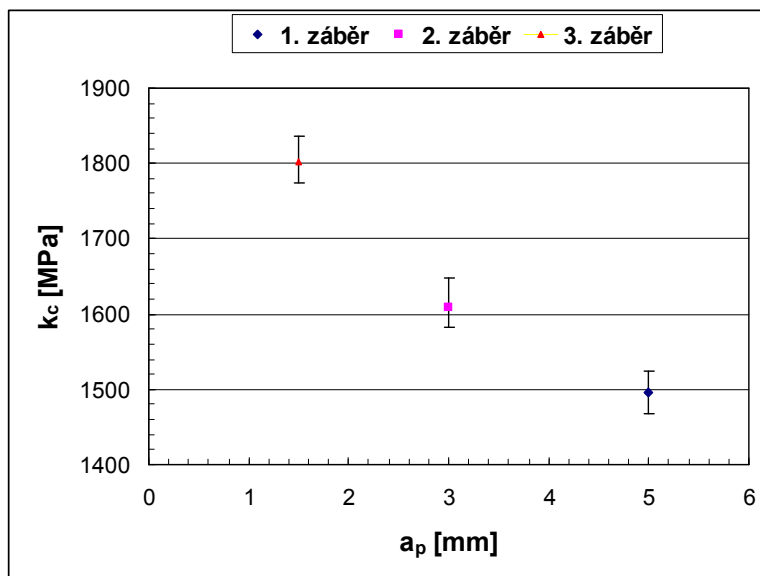
V grafickém znázornění (graf 5.4 až 5.7) jsou vyhodnoceny časové průběhy měrných řezných sil  $k_c$  pro různé hodnoty šířky záběru ostří  $a_p$ .

Graf 5.4 Časový průběh měrné řezné síly  $k_c$  pro 1. záběr.Graf 5.5 Časový průběh měrné řezné síly  $k_c$  pro 2. záběr.

Graf 5.6 Časový průběh měrné řezné síly  $k_c$  pro 3. záběr.Graf 5.7 Vypočtené výsledné hodnoty časových průběhů  $k_c$ .

Graf 5.8 vykazuje závislost  $k_c$  na  $a_p$ , jeho vyhodnocení je provedeno pomocí středních hodnot měrné řezné síly z vypočtených časových průběhů měrných řezných sil a dále jsou uvedeny maximální a minimální hodnoty  $k_c$  pro daný záběr.

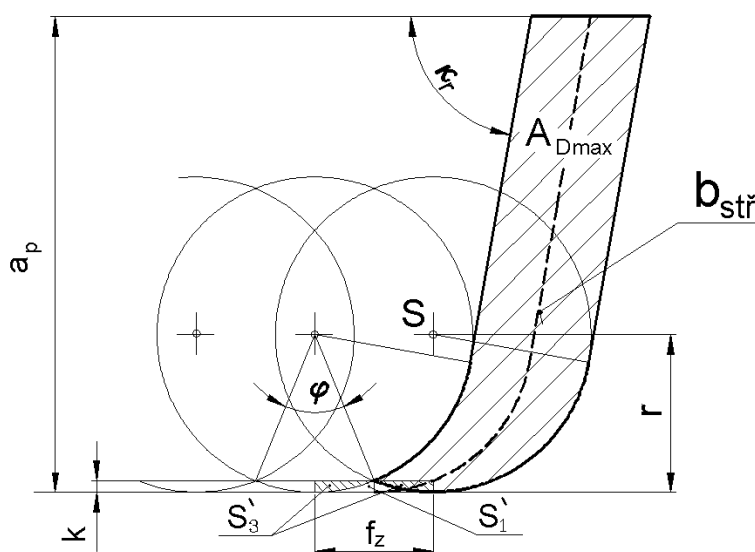


Graf 5.8 Vypočtená závislost měrné řezné síly  $k_c$  na šířce záběru ostří  $a_p$ .

### 5.2.10 Postup výpočtu střední tloušťky třísky $h_m$

Tloušťka třísky je při frézování proměnnou veličinou a její stanovení je velmi obtížné. Z tohoto důvodu je z mnoha hledisek účelnější pracovat se *střední tloušťkou třísky*  $h_m$ . Pro výpočet je nejprve uveden model, který znázorňuje maximální plochu řezu  $A_{Dmax}$  pro kulovou a kuželovou část ostří (obr. 5.11), obr. 5.12 vystihuje model  $A_{Dmax}$  pouze pro kulovou část ostří.

Model kuželové a kulové části ostří pro výpočet  $b_{stř}$ :



Obr. 5.11 Maximální plocha řezu  $A_{Dmax}$  pro kuželovou a kulovou část ostří a střední šířka třísky  $b_{stř}$ .

Jak už bylo ukázáno v předchozí části výpočtu, že  $A_{Dmax}$  je dána součinem posuvu na zub  $f_z$  a šířkou záběru ostří  $a_p$ . Plocha  $S_1'$ , která zůstává na obrobené ploše při posunutí frézy o hodnotu  $f_z$  je velmi malá ( $S_1' = 0,000000229 \text{ mm}^2$ ), proto ji do celkové maximální plochy řezu nebudeme zahrnovat. Postup výpočtu střední tloušťky třísky vychází z délky střední šířky třísky  $b_{stř}$ : (26)

$$b_{stř} = \frac{a_p - r \cdot (1 - \cos \kappa_r)}{\sin \kappa_r} + \frac{2\pi \cdot r \cdot \kappa_r}{360}, \quad (5.17)$$

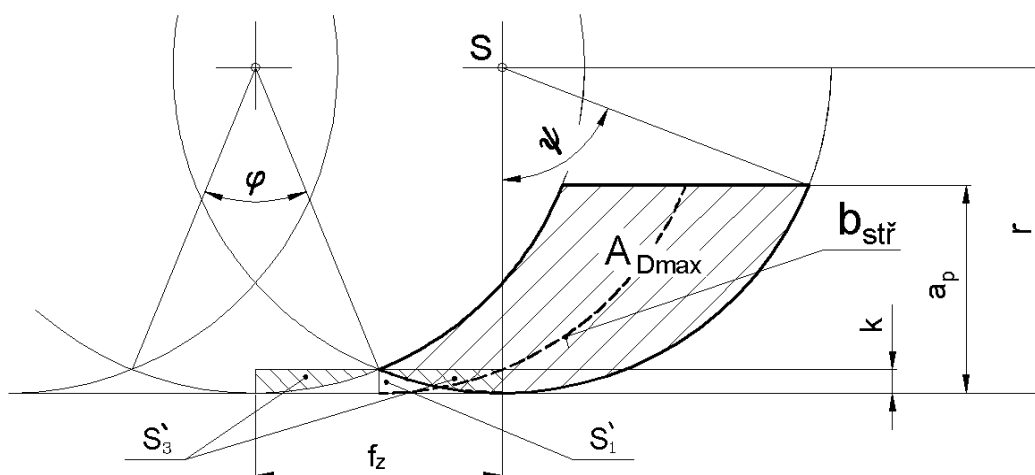
střední tloušťka třísky  $h_m$  je definována rovnicí

$$h_m = \frac{A_{Dmax}}{b_{stř}} = \frac{a_p \cdot f_z - S_1'}{b_{stř}}, \quad (5.18)$$

kde

$$S_1' = f_z \cdot r - \frac{f_z}{2} \cdot \left[ r^2 - \left( \frac{f_z}{2} \right)^2 \right]^{\frac{1}{2}} - \frac{\pi \cdot r^2}{180} \cdot \arcsin \frac{f_z}{2r}. \quad (5.19)$$

Model kulové části ostří pro výpočet  $b_{stř}$ :



Obr. 5.12 Maximální plocha řezu  $A_{Dmax}$  pro kulovou část ostří a střední šířka třísky  $b_{stř}$ .

Výpočet střední šířky třísky:

$$b_{stř} = \frac{2\pi \cdot r \cdot \psi}{360} = \frac{2\pi \cdot r \cdot \arccos \frac{r - a_p}{r}}{360}, \quad (5.20)$$

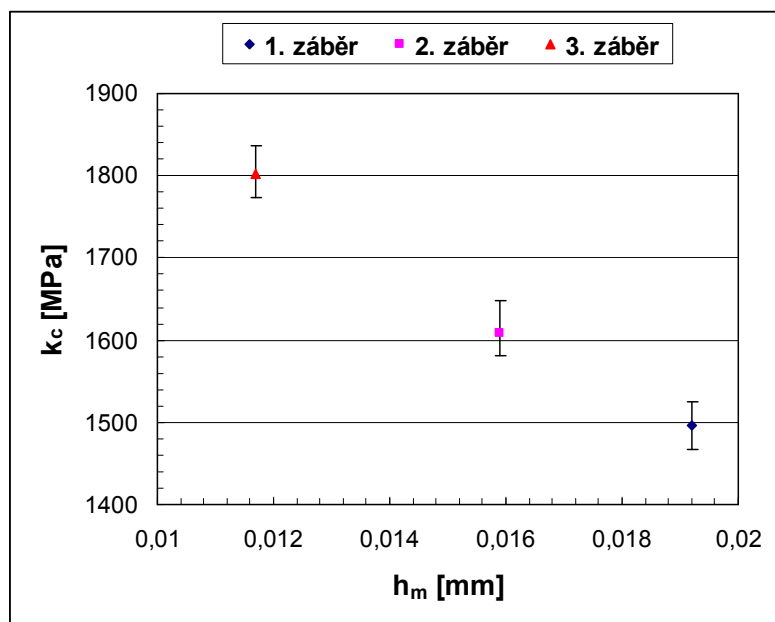
pro výpočet střední tloušťky třísky  $h_m$  platí vztahy (5.18), (5.19).

Tab. 5.9 Výsledné hodnoty střední tloušťky třísky  $h_m$ .

záběr	1	2	3
střední šířka třísky $b_{stř}$ [mm]	7,2839	5,2725	3,5827
střední tloušťka třísky $h_m$ [mm]	0,0192	0,0159	0,0117

V grafu 5.9 je uvedena závislost měrné řezné síly  $k_c$  na střední tloušťce třísky  $h_m$ . Postup vyhodnocení je totožný jako v případě vyhodnocení grafu 5.8.

Graf 5.9 Vypočtená závislost měrné řezné síly  $k_c$  na střední tloušťce třísky  $h_m$ .



I když většina titanových slitin patří mezi těžkoobrobitelné materiály a svými charakteristickými vlastnostmi při obrábění se velmi podobají žáruvzdorným slitinám niklu, velikost měrné řezné síly při obrábění titanových slitin nedosahuje ani poloviční hodnoty jako je tomu v případě žáruvzdorných slitin niklu. I u ocelí se středním obsahem uhlíku (0,35 až 0,6 %) podle firmy Sandvik Coromant dosahuje hodnota měrné řezné síly  $k_c = 2600$  MPa. Důvod, proč měrná řezná síla nedosahuje vyšších hodnot, lze nalézt v odlišném mechanismu tvorby třísky. Při obrábění titanových slitin nedochází k přetvoření celého objemu třísky, množství energie vynaložené na tvorbu třísky je menší než je tomu u většiny ostatních materiálů. V třísce jsou oblasti bez přetvoření (tzv. segmentová tříska). Úzké oblasti mezi segmenty se vyznačují extrémní plastickou deformací smykem, přičemž samotné segmenty si zachovávají původní strukturu obráběného materiálu. Z tohoto důvodu i stlačení třísky je velmi malé a v některých případech se koeficient přechování třísky  $\Lambda$  může rovnat 1.

## ZÁVĚR

Cílem diplomové práce je analýza výrobních nákladů při obrábění součásti vyráběné z titanové slitiny Ti-Al6-Mo2-Cr2-Fe-Si (dle normy GOST – VT 3-1) a dále výpočet měrné řezné síly při frézování této slitiny za použití tvarové frézy ze slinutého karbidu.

Rozsah a výsledky praktické části jsou shrnuty v následujících bodech.

- Vysoké výrobní náklady na kus (21 125 Kč) při výrobě součásti kolo dmychadla, zapříčiněné problémy vznikající obráběním titanových slitin.
- Zvýšení hodnot řezných podmínek by v praxi znamenalo snížení strojních časů a tím i snížení výrobních nákladů na obrábění.
- Výpočet maximální plochy řezu  $A_{Dmax}$  pro řešenou tvarovou frézu je dán součinem posuvu na zub  $f_z$  a šířkou záběru ostří  $a_p$ .
- Firma Sandvik Coromant uvádí pro titanovou slitinu o pevnosti v tahu  $R_m = 1050$  MPa velikost měrné řezné síly  $k_c = 1690$  MPa.
- Vypočtená měrná řezná síla při frézování titanové slitiny Ti-Al6-Mo2-Cr2-Fe-Si pro různé hodnoty šířky záběru ostří je v rozmezí 1500 až 1800 MPa.
- S rostoucí tloušťkou třísky klesá velikost měrné řezné síly a naopak velmi malé tloušťky mají za následek vysoké hodnoty  $k_c$ .

Většina titanových slitin se řadí mezi těžkoobrobitelné materiály vzhledem ke svým charakteristickým vlastnostem a chováním při obrábění, přičemž zvýšení řezných podmínek u této skupiny materiálů je pro strojírenské podniky vysoce žádoucí a znamenalo by to požadovaný nárůst ekonomických a hospodárných výsledků.

**SEZNAM POUŽITÝCH ZDROJŮ**

1. SEDLÁČEK, V. *Únava hliníkových a titanových slitin*. 1. vyd. Praha: Státní nakladatelství technické literatury SNTL, 1989. 352 s. ISBN 80-03-001180-3
2. KURSA, M., SMÍŠEK, V., DRÁPALA, J., LOSERTOVÁ, M., NOGA, Z. *Intermetalické sloučeniny Ti – Al a slitiny titanu na jejich bázi*. 1. vyd., Ostrava: VŠB – TU Ostrava, 2005, 166 s. ISBN 80-248-0893-5.
3. LEYENS, CH., PETERS, M. *Titanium and titanium alloys*. 2. vyd. DLR – German Aerospace Center., Köln, Germany, 2005, 513 s. ISBN 3-527-30534-3.
4. MACEK, K., JANOVEC, J., JURČI, P., ZUNA, P. *Kovové materiály*. 1. vyd. Praha: Nakladatelství ČVUT, 2006, 164 s. ISBN 80-01-03513-1.
5. NESLUŠAN, M., CZÁN, A. *Obrábanie titánových a niklových zliatin*. 1. vyd. Žilina: EDIS, 2001, 195 s. ISBN 80-7100-933-4.
6. FÜRBAACHER, J. a kolektiv. *Lexikon technických materiálů*. 1. vyd. Praha: VERLAG DASHÖFER. 2001. ISBN 80-86229-02-5.
7. PTÁČEK, L. a kolektiv. *Nauka o materiálu II*. 1. vyd. Brno: Akademické nakladatelství CERM, 1999. 352 s. ISBN 80-1204-130-4.
8. ŽÁK, J., SAMEK, R., BUMBÁLEK, B. *Speciální letecké technologie I*. 1. vyd. Brno: tisk MTZ, provoz 34 Kyjov, 1990, 219 s. ISBN 80-214-0128-1.
9. FOREJT, M., PÍŠKA, M. *Teorie obrábění, tváření a nástroje*. 1. vyd. Brno: Akademické nakladatelství CERM, 2006, 220 s. ISBN 80-214-2374-9
10. MIKOVEC, M. a kolektiv: *Obrábění těžkoobrobitelných materiálů*. 1. vyd. Praha: Státní nakladatelství technické literatury SNTL, 1963, 316 s.
11. MIKOVEC, M. *Obrábění materiálů s velkou pevností a tvrdostí*. 1. vyd. Praha: SNTL, 1982, 200 s.
12. MÁDL, J., JERSÁK, J., HOLEŠOVSKÝ, F., KOUTNÝ, V., RÁZEK, V. *Jakost obráběných povrchů*. 1. vyd. Ústí nad Labem: Universita J. E. Purkyně, ÚTŘV, 2003, 179 s. ISBN 80-7044-539-4.
13. AB SANDVIK COROMANT – SANDVIK CZ s.r.o. *Příručka obrábění – kniha pro praktiky*. (Přel. z: Modern Metal Cutting – A Practical Handbook. Překlad M. Kundera.), 1. vyd. Praha, Scientia, s.r.o., 1997, 857 s. ISBN 91-97 22 99-4-6.

14. PRAMET TOOLS, s.r.o. *Katalogy soustružení a frézování*. [online]. 2006, [cit. 2008-03-16]. Dostupné z WWW: <<http://www.pramet.cz/pramet.cz/index.html>>.
15. SANDVIK COROMANT. *Hlavní katalog 2008*. [online]. 2008, [cit. 2008-03-20]. Dostupné z WWW: <<http://www.coromant.sandvik.com>>.
16. MALÝ, J., ZEMEN, P. Suché frézování materiálu Ti6Al4V vysokými rychlostmi. *MM Průmyslové spektrum*. Praha, 2006, č. 12, s. 50. ISBN 1212-2572.
17. BACH, P., Frézování titanových slitin HSS nástroji. *Sborník odborné konference frézování IV*. FSI VUT v Brně, Ústav strojírenské technologie ve spolupráci s PRAMET TOOLS, s.r.o, ZPS Zlín – Frézovací nástroje a dalšími společnostmi, Brno, 2007, s. 87-100. ISBN 80-214-3239-X
18. SKOPEČEK, T., VODIČKA, J., PAHL, J., HERKNER, V. *Základy vysokorychlostního obrábění HSC*. 1. vyd. Plzeň: Západočeská universita Plzeň, ISŠT – COP Most, TU Dresden, 2005, 133 s. ISBN 80-7043-539-4.
19. HOFFMANN GROUP. *GARANT Příručka pro třískové obrábění*. [online]. 2006, [cit. 2008-04-10]. Dostupné z WWW: <<http://www.hoffmann-group.com/webcontent.omeco?FOLDERID=567>>
20. MÁDL, J. *Optimalizace řezných podmínek v teorii obrábění*. 4. vyd. Praha: Nakladatelství ČVUT, 1990, 58 s.
21. MÁDL, J., KVASNIČKA, I. *Optimalizace obráběcího procesu*. 1. vyd. Praha: Vydavatelství ČVUT, 1998, 168 s. ISBN 80-01-01864-6.
22. ZEMČÍK, O. *Technologická příprava výroby*. 1 vyd., Brno: Akademické nakladatelství CERM, 2002, 158 s. ISBN 80-214-2219-X
23. POLZER, A. *Rozvoj moderních strojírenských technologií*. [online]. [cit. 2008-03-13]. Dostupné z WWW: <[http://cadcam.fme.vutbr.cz/odkazy/moderní\\_technologie\\_Kistler.pdf](http://cadcam.fme.vutbr.cz/odkazy/moderní_technologie_Kistler.pdf)>.
24. PŘIKRYL, Z., MUSÍLKOVÁ, R. *Teorie obrábění*. 3. vyd. Praha: SNTL/ALFA, 1982, 240 s.
25. VAŠÍK, P. Analýza plochy vznikající při obrábění frézy s kulovým čelem. *Moderní matematické metody v inženýrství*. 1. vyd. Ostrava: VŠB – TU Ostrava, 2005, s. 214-217, ISBN 80-248-0951-6.
26. MÁDL, J. *Teorie obrábění*. 1. vyd. Praha: Naklad. ČVUT, 1989, 156 s.

**SEZNAM POUŽITÝCH ZKRATEK A SYMBOLŮ**

A	[%]	tažnost materiálu
$A_{Dmax}$	$[mm^2]$	maximální plocha řezu
$A_{Dcmax}$	$[mm^2]$	maximální plocha průřezu
		třísky
B	[ks]	počet kusů obrobených mezi výměnou nástroje
BCC	[-]	kubická mřížka prostorově středěná
E	[GPa]	modul pružnosti v tahu
$E_e$	[J]	mechanická energie
F	[N]	řezná síla (výslednice)
$F_c$	[N]	tečná složka řezné síly (řezná)
$F_f$	[N]	radiální složka řezné síly (posunová)
$F_p$	[N]	axiální složka řezné síly (pasivní)
HB	[-]	hodnota tvrdosti podle Brinella
HCP	[-]	hexagonální mřížka
HV	[-]	hodnota tvrdosti podle Vickerse
$N_{hs}$	[Kč/hod]	strojní hodinová sazba
$N_k$	[Kč]	celkové náklady na obrábění
$N_{nd}$	[Kč/dáv.]	náklady nezávislé na počtu kusů v dávce
$N_{nT}$	[Kč]	náklady na nástroj za dobu jedné trvanlivosti
$N_{mAC}$	[Kč/ks]	náklady na přímé mzdy včetně provozní režie



$N_{mBC}$	[Kč/dáv.]	náklady na přímé mzdy včetně provozní režie
$N_{pm}$	[Kč/ks]	náklady na přímý materiál
$N_{psAC}$	[Kč/ks]	náklady na provoz stroje za čas $t_{AC}$
$N_{psBC}$	[Kč/dáv.]	náklady na provoz stroje za čas $t_{BC}$
$N_{zd}$	[Kč/ks]	náklady závislé na počtu kusů v dávce
$M_{tAC}$	[Kč/hod]	mzdový tarif pro čas $t_{AC}$ dané operace
$M_{tBC}$	[Kč/hod]	mzdový tarif pro čas $t_{BC}$ dané operace
$Q$	[J]	teplo vzniklé v procesu řezání
$Q_{ch}$	[J]	teplo vzniklé v oblasti primární plastické deformace
$Q_{sh}$	[J]	teplo vzniklé třením mezi třískou a čelem nástroje
$Q_{\alpha}$	[J]	teplo vzniklé třením mezi obrobenou plochou a hřbetem nástroje
$Q_{\gamma}$	[J]	teplo vzniklé utvářením a dělením třísky
$R$	[%]	režie provozu
$R_m$	[MPa]	mez pevnosti v tahu
$R_{p0,2}$	[MPa]	smluvní mez kluzu
$S_1'$	[mm <sup>2</sup> ]	plocha na obrobeném povrchu po posunutí frézy o $f_z$
$S_3'$	[mm <sup>2</sup> ]	plocha daná součinem $k$ a $f_z$
$T$	[min]	trvanlivost nástroje
$VB$	[mm]	opotřebení na hřbetě nástroje
$VN_d$	[Kč/dáv.]	výrobní náklady na dávku

$a_p$	[mm]	šířka záběru ostří
$a_e$	[mm]	radiální šířka záběru ostří
$b$	[mm]	délka šroubovice v záběru
$b_{stř}$	[mm]	střední šířka třísky
$d_v$	[ks]	počet výrobků v dávce
$f$	[mm]	posuv na otáčku
$f_z$	[mm]	posuv na zub
$h_D$	[mm]	neodebraná tloušťka (hloubka) třísky
$h_{DC}$	[mm]	tloušťka odebrané třísky
$h_m$	[mm]	střední tloušťka třísky
$h_1$	[mm]	hloubka třísky při záběru kuželovou částí ostří
$k_c$	[MPa]	měrná řezná síla
$k$	[mm]	výška nerovnosti na obrobeném povrchu po posunutí frézy o $f_z$
$n$	[min <sup>-1</sup> ]	otáčky
$r$	[mm]	poloměr kulové části frézy
$r_n$	[mm]	poloměr zaoblení ostří
$t_{AC}$	[min]	čas jednotkový s podílem času směnového
$t_{BC}$	[min]	čas dávkový s podílem času směnového
$t_{AS}$	[min]	celkový strojní čas
$u$	[mm]	stlačení obráběné vrstvy (elastická def.) při řezání
$v_c$	[m.min <sup>-1</sup> ]	řezná rychlost
$v_f$	[mm.min <sup>-1</sup> ]	posunová rychlost
$z$	[mm]	hloubka zásahu plastické def. do obrobeného povrchu při řezání

$\alpha_o$	[°]	nástrojový ortogonální úhel hřbetu
$\gamma_o$	[°]	nástrojový ortogonální úhel čela
$\epsilon_r$	[°]	vrcholový úhel vrtáku
$\Phi$	[°]	úhel maximálních smykových napětí (střižné roviny)
$\kappa_r$	[°]	nástrojový úhel nastavení hlavního ostří
$\lambda$	[°]	úhel sklonu šroubovice
$\lambda_k$	[W.m <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> ]	součinitel tepelné vodivosti
$\lambda_s$	[°]	úhel sklonu šroubovice
$\mu$	[-]	koeficient tření
$\rho$	[kg.m <sup>-3</sup> ]	hustota
$\varphi$	[°]	úhel pootočení frézy
$\omega$	[°]	úhel stoupání šroubovice

**SEZNAM PŘÍLOH**

Příloha 1 Technologický postup výroby součásti kolo dmyhadla.

Příloha 2 Výkres součásti kolo dmyhadla, č.v. B2-0044-10567.

#VB23102002

S Y S K L A S S

(c) GTSys2 DETVA 21.01.2008

P B S V. Bíteš	Číslo částí : 44500.44 Název : KOLO DMYCHADLA		Alt : 1 P.č.:	list : 1 listů: 5
T L G POSTUP	Tvarové číslo 0000	Výrobek K8-CINA	Středisko 331	

Ks v sérii 20      Série .....      Číslo konstr.výkresu B2-0044-10567      Zakázkové číslo .....      Mezisklad 331

Ks mat. 20      Název a rozměr materiálu KR 110x27      Poznámka

Č.materiálu	Jakost.mat.	Tvar.norma	ROZAP	ROZBP	ROZCP	ROZDP
199412 570116	VT3-1	GOST190266-86	110.00	27.00	0.0	0.0
Atest	Množst.celk.	Cena celkem	Hmotnost iks	Cena za jednot.	MJM	
	27.600	6394.92	1.3800	231.70	04	

Zpracoval :      THN-M : Reininger Robert  
                  THN-výkonová : Reininger Robert  
                  TLG-postup : Reininger Robert

=====

TECHNOLOGICKÁ POZNÁMKA  
 TECHNOLOG: REININGER

\*  
 PRI MANIPULCI S DILCI DBEJTE ZVYSENE OPATRNOSTI.  
 DILCE VZDY UKLADEJTE DO PRISLUSNE PALETY S PRIHRADKAMI  
 VYLOZENYMI FILCEM NEBO VLNITOU LEPENKOU.  
 JAKEKOLI ZNECISTENI PALETY TRISKAMI ZEJména  
 OCELOVYMI JE NEPRIPUSTNE.

=====

ČOP ZO STŘED.	Č.PRAC N.PRAC	NÁZEV OPERACE TYP STROJE	TK T.CELK	TPZ KČ.CELK	TTN	TTK
010 00 150	5967 0596701	řezání PP 301A	0.00 0.00	0	0	0000

URIZNOUT

020 01 331	4592 3459201	soustružení MAZAK SQT 100MY	85.50 1980.00	270 0 2 657.16	7180
------------	-----------------	--------------------------------	------------------	-------------------	------

SOUSTRUŽIT Z LEVE STRANY Ø9,9H6 NA 9,8H7,  
 Ø104,2-0,1 NA Ø104,2-0,05, ČELO Ø15,6/Ø9,9H6  
 S PRIDÁVKEM 0,1, Ø70+0,05 NESOUSTRUŽIT,  
 LOPATKY NEHRUBOVAT, OSTATNÍ SOUSTRUŽIT,  
 HOTOVÉ DLE VÝKRESU, DILCE ULOŽIT DO PALETY

\*  
 CÍSLA PROGRAMU: 227

030 01 331	4592 3459201	soustružení MAZAK SQT 100MY	57.00 1380.00	240 0 1 851.96	7180
------------	-----------------	--------------------------------	------------------	-------------------	------

SOUSTRUŽIT Z PRAVE STRANY, ČELO  
 Ø20/Ø9,9 S PRIDÁVKEM 0,1,  
 OSTATNÍ SOUSTRUŽIT HOTOVÉ DLE VÝKRESU,  
 OTVOR Ø9,9H6 A POVRCH Ø104,2-0,1  
 NESOUSTRUŽIT, LOPATKY NEHRUBOVAT,  
 ROVNOBEZNOST PRAVEHO A LEVEHO ČELA 0,01,

Pokračování na listu 2

P B S V. Bites	Číslo částí : 44500.44		Alt : 1	list : 2
	Název : KOLO DMYCHADLA		P.č.:	listů: 5
T L G POSTUP	Tvarové číslo 0000	Výrobek K8-CINA	Středisko 331	

Ks v sérii 20      Série .....      Číslo konstr.výkresu B2-0044-10587      Zakázkové číslo .....      Mezisklad 331

ČOP ZO STŘED. Č.PRAC N.PRAC      NÁZEV OPERACE TYP STROJE      TK T.CELK      TPZ KC.CELK      TTN TTK

030 DÍLCE ULOŽIT DO PALETY      Pokračování operace z listu 1  
\*  
CISLO PROGRAMU: 228

040 01 331	5338	frézování	6.00	120 0	6180
	3533801	MCFV 1060	240.00	291.12	

VRTAT 2x Ø4, 2x Ø3,3 PRO M4, ZAVITY  
NEREZAT, HRÁNU U OTVORU PRO ZAVITY SRAZIT,  
DÍLCE ULOŽIT DO PALETY

\*  
CISLO PROGRAMU:

050 01 331	9421	zámečnické práce	42.80	20 0	6180
	0942106	ZAMEČNÍK TR.6	876.00	1 062.59	

VYREZAT 2X ZAVIT M4-6H, HRANY U OTVORU  
PRO ZAVITY SRAZIT,  
DÍLCE ULOŽIT DO PALETY

060 01 331	5338	frézování	299.30	180 0	6189
	3533801	MCFV 1060	6166.00	7 479.36	

UPNOUT NA PRIPRAVEK, FREZOVAT LOPATKY  
DLE VÝKRESU, PO OPRÁCOVÁNÍ PRVNÍHO KUSU  
Z DAVKY, PO VÝMĚNĚ NASTROJE, PO ZMĚNĚ  
PARAMETRŮ PROGRAMU, NEBO JINĚ ZMĚNĚ  
PROMĚRIT TEŽISTE A TVAR LOPATKY, VYSTAVIT  
PROTOKOL, DÍLCE ULOŽIT DO PALETY

\*  
CISLO PROGRAMU:

SPECIALNÍ NÁŘADÍ

P	Název	Rozměr	Identif. číslo
	UPINACÍ TRN		183-65831

070 01 331	9421	zámečnické práce	17.90	10 0	4180
	0942104	ZAMEČNÍK TR.4	368.00	376.10	

ODJEHLIT PO FREZOVÁNÍ, OZNACIT DLE VÝKRESU,  
PRVNÍ ČÍSLICI VÝROBNÍHO ČÍSLA UMÍSTIT  
POD LOPATKOU.1

080 01 331	5568	broušení	30.50	60 0	7180
	0556801	VOUMARD	670.00	899.14	

UPNOUT DO PRIPRAVKU, VYSTŘEDIT DLE OTVORU,  
BROUSIT OTVOR Ø9,9H6, DÍLCE ULOŽIT DO PALETY



#VB23102002

S Y S K L A S S

(c) GTSystems2 DETVA 21.01.2008

P B S V. Bíteš	Číslo částí : 44500.44 Název : KOLO DMYCHADLA	Alt : 1 P.č.:	list : 3 listů: 5
T L G POSTUP	Tvarové číslo 0000	Výrobek K8-CINA	Středisko 331

Ks v sérii      Série      Číslo konstr.výkresu      Zakázkové číslo      Mezisklad  
20      .....      B2-0044-10567      .....      331

ČOP ZO STŘED.      Č.PRAC      NÁZEV OPERACE      TK      TPZ      TTN      TTK  
N.PRAC      TYP STROJE      T.CELK      KČ.CELK

SPECIALNÍ NÁŘADÍ

P      Název      Rozměr      Identif.číslo

POUZDRO S PREVLECNOU MATICI

183-65804

090 01 331      5522      broušení      8.70      60      0      7180  
0552203      RHU 650 STUDER      234.00      314.03

UPNOUT NA TRN, BROUSIT HOTOVE POVRCH  
LOPATEK Ø104,2-0,1, DÍLCE ULOŽIT DO PALETY

SPECIALNÍ NÁŘADÍ

P      Název      Rozměr      Identif.číslo

KONTROLNÍ KROUZEK  
BRUSICKÝ TRN

T25-22225-4  
183-65754

100 01 331      4125      soustružení      14.60      30      0      6185  
0412526      SV 18RA/1000      322.00      390.59

UPNOUT NA TRN, SOUSTRUŽIT Z LEVÉ STRANY  
Ø70+0,05, DÍLCE ULOŽIT DO PALETY

SPECIALNÍ NÁŘADÍ

P      Název      Rozměr      Identif.číslo

TRN  
VALECKOVY KALIBR

Mt70+0,05

T24-22486-2  
T25-22071-3

110 01 331      4125      soustružení      19.60      30      0      6185  
0412526      SV 18RA/1000      422.00      511.89

UPNOUT NA TRN, SOUSTRUŽIT HOTOVE CELO  
NABOJE Ø15,6/Ø9,9 A CELO Ø20/Ø9,9,  
DÍLCE ULOŽIT DO PALETY

SPECIALNÍ NÁŘADÍ

P      Název      Rozměr      Identif.číslo

KUZELOVY TRN

183-65754

120 01 331      9421      zámečnické práce      9.00      10      0      4180  
0942104      ZAMECNIK TR.4      190.00      194.18

CELKOVÉ ODJEHLIT VČETNE LOPATEK,  
DÍLCE ULOŽIT DO PALETY

130 01 334      8922      vyvažování      23.90      0      0      7180  
2892203      R 34/36 UN      478.00      641.48

DYNAMICKY VYVAŽIT S MAX. NEVYVAHOU 0,03gcm  
PODLE PŘEDPISU PK01-04,  
DÍLCE ULOŽIT DO PALETY

#VB23102002

S Y S K L A S S

(c) GTSys2 DETVA 21.01.2008

P B S V. Biteš	Číslo částí : 44500.44 Název : KOLO DMYCHADLA		Alt : 1 P.č.:	list : 4 listů: 5
T L G POSTUP	Tvarové číslo 0000	Výrobek K8-CINA	Středisko 331	

Ks v sérii      Série      Číslo konstr.výkresu      Zakázkové číslo      Mezi sklad  
20      .....      B2-0044-10567      .....      331

ČOP ZO STŘED. Č.PRAC      NÁZEV OPERACE      TK      TPZ      TTN      TTK  
N.PRAC      TYP STROJE      T.CELK      KČ.CELK

SPECIÁLNÍ NÁRADÍ  
P Název

Rozměr

Identif. číslo  
T25-22345-3  
T25-22352-3

140 00 302      9860      kontrola      0.00      0      0      0000  
0986001      KONTROLA      0.00      0.00

KONTROLOVAT ROZMERY VCETNE PROFILU LOPATKY  
A POLOHY TEZISTE, ROZMERY ZAZNAMENAT  
DO KONTROLNIHO LISTU, KONTROLOVAT OZNACENI

150 01 334      9530      montáž      9.98      0      0      7180  
0953001      199.60      267.86

MONTAZ DMYCHADLOVEHO KOLA NA ROTOR  
ZKUSEBNIHO ZARIZENI

160 01 334      8922      vyvažování      12.00      0      0      7180  
2892203      R 34/36 UN      240.00      322.08

DYNAMICKY VYVAZIT POMOCI VYVAZOVACICH  
SROUBU S MAX. NEVYVAHOU 0,03gcm PODLE  
PREDPISU PK01-04

SPECIÁLNÍ NÁRADÍ  
P Název

Rozměr

Identif. číslo  
T25-22352-3

170 01 334      9570      demontáž      21.90      0      0      7180  
0957001      438.00      587.80

DEMONTAZ ROTORU, MONTAZ DO ZKUSEBNIHO ZARIZENI

180 01 325      9870      zkoušení      21.60      0      0      5180  
0987001      ZKUSEBNA      432.00      480.38

ODSTREDIT NA 85000 OT/MIN PO DOBU 3MIN

190 01 334      9570      demontáž      9.98      0      0      4180  
0957001      199.60      203.99

DEMONTAZ DMYCHADLOVEHO KOLA

200 00 302      9860      kontrola      0.00      0      0      0000  
0986001      KONTROLA      0.00      0.00

KONTROLOVAT ROZMERY PO ODSSTREDENI,  
ZAZNAMENAT DO KONTROLNIHO LISTU



#VVB23102002

S Y S K L A S S

(c) GTSystems2 DETVA 21.01.2008

P B S V. Bíteš	Číslo částí : 44500.44		Alt : 1	list : 5
	Název : KOLO DMYCHADLA		P.č.:	listů: 5
T L G POSTUP	Tvarové číslo 0000	Výrobek K8-CINA	Středisko 331	

Ks v sérii      Série      Číslo konstr.výkresu      Zakázkové číslo      Mezi sklad  
20      .....      B2-0044-10567      .....      331

ČOP ZO STŘED.	Č.PRAC N.PRAC	NÁZEV OPERACE TYP STROJE	TK T.CELK	TPZ KC.CELK	TIN	TTK
210 00 102	8688 2868801	kontrola KAPILARNÍ DEF.	0.00 0.00	0	0	0000 0.00

KONTROLOVAT LUMINISCENCNI ZKOUSKOU  
A VYHODNOTIT PODLE PK01-08, VYSTAVIT  
PROTOKOL, DILCE ULOŽIT DO PALETY

220 01 334	8922 2892203	vyvažování R 34/36 UN	23.30 466.00	0	0	7180 625.37
------------	-----------------	--------------------------	-----------------	---	---	----------------

DYNAMICKY VYVAZIT S MAX. NEVYVAHOU 0,03gcm  
PODLE PREDPISU PK01-04,  
DILCE ULOŽIT DO PALETY

SPECIALNÍ NARADÍ  
P Název

Rozměr

Identif. číslo  
T25-22352-3  
T25-22037-3  
T25-22345-3

230 00 302	9860 0986001	kontrola KONTROLA	0.00 0.00	0	0	0000 0.00
------------	-----------------	----------------------	--------------	---	---	--------------

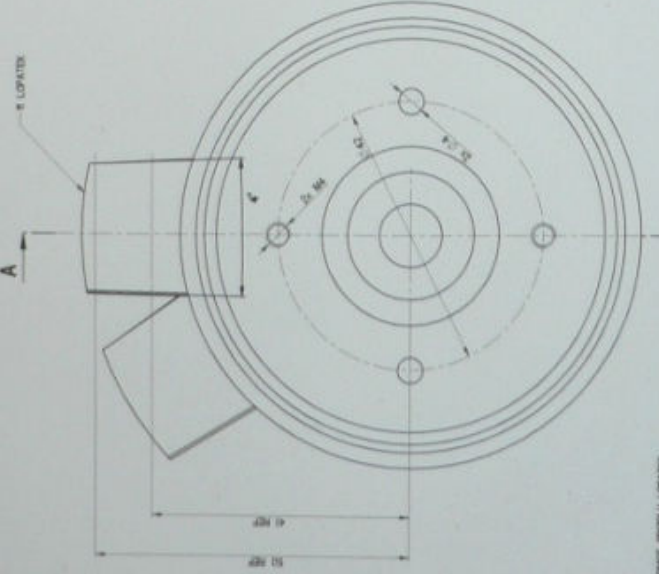
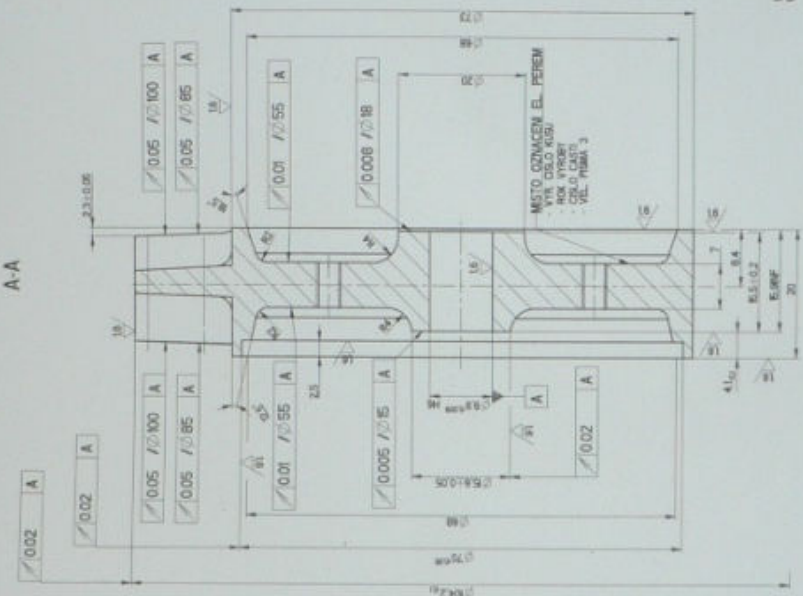
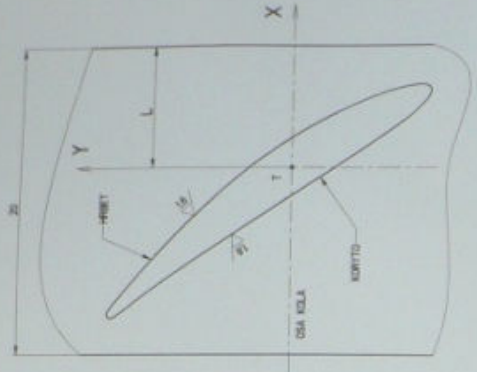
KONTROLOVAT, VYSTAVIT KONTROLNI LIST

Konec technologického postupu

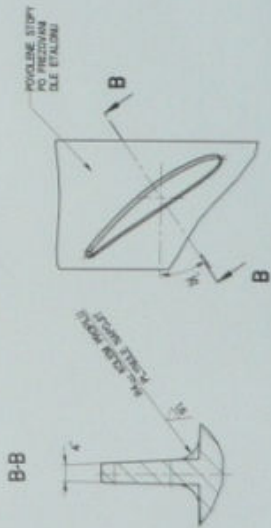
Čas celkem za průvodku (min): 15 301.20  
Korun celkem za průvodku (Kč): 19 157.08  
Kooperace celkem za průvodku (Kč): 0.00

ORIGINAL

PROFIL LOPATKY



- 1. KONTROLA PROFILU LOPATKY CI PO VYKRESLENÍ DOLŽIT PROSTŘEDNÍM
- 2. PŘEDLOHA PROVĚŘENÍ KONTROLA JE LOPATKA C 1 S DÍL PŘÍMAM
- 3. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 4. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 5. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 6. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 7. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 8. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 9. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 10. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 11. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 12. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 13. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 14. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 15. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 16. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 17. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 18. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 19. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 20. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 21. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 22. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 23. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 24. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 25. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 26. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 27. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 28. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 29. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 30. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 31. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 32. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 33. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 34. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 35. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 36. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 37. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 38. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 39. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 40. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 41. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 42. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 43. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 44. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 45. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 46. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 47. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 48. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 49. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 50. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 51. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 52. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 53. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 54. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 55. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 56. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 57. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 58. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 59. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 60. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 61. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 62. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 63. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 64. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 65. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 66. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 67. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 68. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 69. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 70. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 71. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 72. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 73. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 74. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 75. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 76. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 77. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 78. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 79. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 80. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 81. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 82. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 83. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 84. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 85. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 86. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 87. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 88. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 89. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 90. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 91. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 92. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 93. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 94. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 95. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 96. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 97. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 98. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 99. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL
- 100. LOPATKA JE VYKRESLENA VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL



SEZNAM DIMENZÍ PROFILU LOPATKY									
VE VÝŠKOVÉ PLOŠINĚ DLE DÍL									
X	Y	X	Y	X	Y	X	Y	X	Y
3.4836	-7.183	-7.487	9.5569						
4.5780	-6.5666	-7.8634	9.6724						
5.0584	-6.1033	-7.7889	9.7366						
5.5378	-5.6620	-7.8763	9.7955						
5.9632	-5.2537	-7.9390	9.7694						
6.3821	-4.8777	-7.9864	9.7502						
6.4387	-4.3666	-8.0228	9.7404						
6.8843	-3.9435	-8.0528	9.7383						
6.8223	-3.3666	-8.0727	9.6966						
6.9449	-2.8258	-8.0734	9.6066						
7.0652	-2.3030	-8.0384	9.4420						
7.0405	-1.8354	-7.9921	9.2635						
6.8277	-1.3343	-7.7786	9.0229						
6.3638	-1.0036	-7.7520	8.7287						
5.2852	-0.5882	-8.0756	8.7578						
4.3262	-0.2709	-4.5884	8.6047						
2.5460	-0.2568	-3.3547	2.8898						
-0.5001	0.9666	-0.0367	-0.0965						
-3.7208	6.422	13.066	-4.6764						
-5.7736	9.933								
-6.9436	9.143								

44 500 44



PROJEKT

21

B2-0044-10567

KOLO DMYCHADLA

6 7 15 4 3 2 1